

RESPOSTA DINÂMICA DE ESTRUTURAS NA  
DIREÇÃO DA VELOCIDADE MÉDIA DO VENTO

Enrique E. Galindez

TESE APRESENTADA AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL, COMO PARTE DOS REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE "MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL".

PORTO ALEGRE  
ESTADO DO RIO GRANDE DO SUL-BRASIL  
DEZEMBRO DE 1979

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO  
DO TÍTULO DE "MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL" E APROVADA EM  
SUA FORMA FINAL PELO ORIENTADOR E PELO CURSO DE PÓS-GRADUA  
ÇÃO.

---

Prof. Jorge D. Riera  
Orientador

---

Prof. José S. Gomes Franco  
Coordenador do Curso

Dedico este trabalho a meus  
pais, minha esposa e filhos.

## AGRADECIMENTOS

Ao professor Jorge Daniel Riera pela dedicação e apoio na orientação deste trabalho.

Ao professor Joaquim Blessmann pela valiosa assistência no desenvolvimento experimental.

Ao professor Pablo Bignon pela cooperação na análise teórica do modelo.

Ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, na pessoa de seu coordenador professor José S. Gomes Franco, pelo incentivo e apoio dado no transcorrer deste trabalho.

A Paulo F. Bueno e Rudimar A. Chies pela colaboração na construção do modelo.

A CAPES pela concessão da bolsa de estudos.

Ao Corpo Docente do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil pelos ensinamentos ministrados.

A todos os colegas e amigos que de alguma forma colaboraram para a realização deste trabalho.

## SINOPSE

Neste trabalho apresenta-se um procedimento para a determinação da resposta dinâmica na direção da velocidade média, de estruturas sujeitas à ação do vento turbulento. Este procedimento está baseado no método do espectro, no qual caracteriza-se estatisticamente as propriedades da turbulência. O seu principal objetivo é o de facilitar a consideração do efeito dinâmico do vento em Normas sobre cargas nas construções.

Ensaio em túnel de vento sobre um modelo aerodinâmico foram realizados com a finalidade de comparar resultados teóricos e experimentais. Discute-se finalmente a validade e limitações do método proposto.

## SYNOPSIS

A procedure to determine the along-wind dynamic response of structures subjected to turbulent wind action is developed in this thesis. The method follows from the statistical description of the characteristics of the atmospheric turbulence. Its main objective is the development of a code-oriented solution procedure.

In order to verify the theoretical predictions, wind tunnel tests were performed on an aeroelastic model. The applicability and limitations of the proposed method are fully discussed.

## SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	
INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2	
RESPOSTA DINÂMICA NA DIREÇÃO DA VELOCIDADE MÉDIA, DE ESTRUTURAS SENSÍVEIS À AÇÃO DO VENTO TURBULENTO.	
2.1 - Fundamentos do método dinâmico.....	5
2.2 - Propriedades da camada limite atmosférica.....	13
2.3 - Determinação das forças estáticas equivalentes.....	34
CAPÍTULO 3	
CONSIDERAÇÕES SOBRE O EFEITO DA AÇÃO DINÂMICA DO VENTO, EM NORMAS SOBRE A DETERMINAÇÃO DE CARGAS NAS CONSTRUÇÕES.	
3.1 - Método simplificado de cálculo.....	40
3.2 - Determinação do coeficiente de amplificação $\xi$ .....	42
3.3 - Influência da forma do modo de vibração no valor do coeficiente $\xi$ .....	44
3.4 - Resposta média.....	45

## CAPÍTULO 4

## EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

4.1 - Edifício prismático.....	49
4.2 - Torre de televisão de Munique.....	57
4.3 - Edifício de grande altura.....	69

## CAPÍTULO 5

## ANÁLISE EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO

5.1 - Leis de semelhança.....	74
5.2 - Simulação do vento natural.....	78
5.3 - Descrição do túnel de vento TV-2.....	80

## CAPÍTULO 6

## ENSAIO SOBRE MODELO AEROELÁSTICO EM TÚNEL DE VENTO

6.1 - Material, dimensões e fabricação do modelo.....	87
6.2 - Instrumentação do modelo.....	92
6.3 - Características dinâmicas do modelo....	97
6.4 - Características do vento simulado.....	101
6.5 - Obtenção do espectro de acelerações....	107
6.6 - Comparação dos resultados experimentais com os teóricos.....	114

## CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	134
-----------------------------	-----

APÊNDICE A.....	137
-----------------	-----

APÊNDICE B.....	143
-----------------	-----

BIBLIOGRAFIA.....	153
-------------------	-----



CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

## 1 - INTRODUÇÃO

Até poucos anos atrás a ação do vento sobre as construções era avaliada na base de distribuições de pressão determinadas para condições de fluxo uniforme, desprezando efeitos dinâmicos devidos à turbulência atmosférica.

Procedimentos de cálculo como os propostos por Scruton e Newberry (30), entre outros, levam em consideração o efeito das rajadas, porém sem considerar as propriedades dinâmicas da estrutura em estudo, sendo aplicáveis somente quando a frequência fundamental da mesma é alta.

Entretanto, tem sido reconhecido, que no caso de modernas estruturas, mais altas, flexíveis e leves que as suas antecessoras podem-se apresentar movimentos ressonantes que devem ser levados em consideração no projeto.

A resposta ressonante provocada pela turbulência atmosférica foi estudada primeiro em relação a estruturas aeronáuticas por Liepmann (21), num trabalho publicado em 1952. Para a aplicação dos conceitos de Liepmann nas construções civis, foi necessário desenvolver modelos representativos do vento turbulento nas proximidades do terreno. Um modelo do mesmo foi proposto em 1961 por Davenport (8 - 12), que desenvolveu, por sua vez, um procedimento para avaliar a resposta de edifícios altos na direção da velocidade média do vento.

Vellozi e Cohen (37) desenvolveram um procedimento no qual, a diferença ao de Davenport, se reconhece que as pressões flutuantes na face a barlavento de um edifício, não estão perfeitamente correlacionadas com aquelas atuantes na face a sotavento. Esta falta de correlação é levada em consideração através de um fator de redução. Entretanto, demonstrou-se que na maioria dos casos em que este fator é aplicado, se reduz significativamente o efeito da amplificação ressonante.

Vickery (38-39) propôs posteriormente um procedimento similar ao de Davenport, porém mais flexível no que se refere à eleição de certos parâmetros meteorológicos.

Uma hipótese comum a todos os procedimentos anteriormente mencionados é a suposição de que o terreno, no qual a estrutura em estudo está situada, é aproximadamente horizontal e a sua rugosidade razoavelmente uniforme ao longo de uma extensa superfície. Portanto, se a topografia do terreno circundante apresenta pronunciadas imperfeições responsáveis por fortes alterações do fluxo, ou se o edifício é fortemente afetado pela esteira de edifícios vizinhos, os procedimentos analíticos tornam-se inaplicáveis e deve-se, nestes casos, recorrer a ensaios em túneis de vento.

Outra consideração comum a todos os procedimentos analíticos é que a direção do vento é normal à face do edifício. Esta hipótese é razoável, já que ensaios realizados em túneis de vento comprovam que os maiores valores da resposta longitudinal correspondem usualmente a vento incidindo normalmente a uma das faces do edifício. Entretanto, sabe-se que certos membros individuais, como é o caso de pilares de esquina, podem ser mais solicitados para direções do vento inclinadas com relação às faces do edifício.

Neste trabalho apresenta-se um procedimento para

determinar a resposta na direção do vento, em base a um modelo discreto, fazendo uso do método do espectro introduzido em referências (8-12), que ao longo do texto será designado "método dinâmico".

O objetivo deste método é calcular cargas estáticas equivalentes cujos efeitos sobre a estrutura sejam os mesmos que aqueles produzidos pelas rajadas do vento turbulento.

No Capítulo 2 discutem-se os fundamentos do método e as principais características da camada limite atmosférica, apresentando-se expressões para os deslocamentos e as cargas estáticas equivalentes, sendo necessário o uso do computador para o cálculo das mesmas.

Para as situações mais comuns que se apresentam na prática, em que o modo fundamental não se afasta acentuadamente da forma linear e a contribuição dos modos superiores é negligenciável, um procedimento mais simples é apresentado no Capítulo 3. Neste enfoque, referido aqui como método simplificado, todos os cálculos podem ser realizados manualmente com o auxílio de abacos de fácil interpretação.

No Capítulo 4, resultados de exemplos numéricos são usados para comparar o "método exato", baseado na formulação dada no Capítulo 2 com o enfoque simplificado. Os valores obtidos são também comparados com os correspondentes a outros métodos existentes na literatura especializada.

Apresenta-se no Capítulo 5 uma breve discussão sobre os fundamentos da análise experimental em túnel de vento, sendo que no Capítulo 6 descrevem-se os ensaios realizados sobre um modelo aeroelástico de um edifício de 17

andares, comparando-se os resultados experimentais com resultados teóricos.

Finalmente, no Capítulo 7 apresentam-se algumas conclusões e sugestões tanto referentes a parte teórica como a parte experimental.

É de salientar que este trabalho é parte de um extenso programa de pesquisa que está sendo desenvolvido no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da UFRGS, em relação à ação dinâmica do vento sobre as construções. Dentro desta linha de pesquisa foram feitos estudos sobre a resposta lateral de estruturas prismáticas para escoamentos turbulento e não turbulento (13).

O objetivo primeiro deste trabalho é justificar a inclusão de anexos sobre Ação Dinâmica do Vento nas Normas IRAM 11700 e NB 599, com o qual se estenderia consideravelmente a aplicabilidade das mesmas, constituindo por sua vez um meio eficaz de familiarizar o Engenheiro Estrutural com este tipo de problema.

CAPÍTULO 2

RESPOSTA DINÂMICA NA DIREÇÃO  
DA VELOCIDADE MÉDIA, DE  
ESTRUTURAS SENSÍVEIS À AÇÃO  
DO VENTO TURBULENTO

## 2 - RESPOSTA DINÂMICA NA DIREÇÃO DA VELOCIDADE MÉDIA, DE ESTRUTURAS SENSÍVEIS À AÇÃO DO VENTO TURBULENTO

### 2.1 - Fundamentos do método dinâmico

Admite-se que o vento atmosférico pode ser idealizado como um processo estocástico estacionário e ergódico, e que a estrutura sobre a qual ele atua é elástica e linear, com amortecimento de tipo proporcional.

As equações de movimento do sistema na direção do vento, referidas ao sistema discreto de coordenadas generalizadas  $x$ , indicado na Fig. 2.1.1, podem ser escritas na forma:

$$M \ddot{\vec{x}} + C \dot{\vec{x}} + K \vec{x} = \vec{X}(t) \quad (2.1.1)$$

na qual:

$M$  = matriz de massa do sistema, de ordem  $N \times N$

$C$  = matriz de coeficientes de amortecimento, de ordem  $N \times N$

$K$  = matriz de rigidez, de ordem  $N \times N$

$\vec{x}$ ,  $\dot{\vec{x}}$ ,  $\ddot{\vec{x}}$  = vetores de deslocamentos, velocidades e acelerações generalizadas, respectivamente, de ordem  $N$

$\vec{X}(t)$  = vetor de cargas do vento, de ordem  $N$

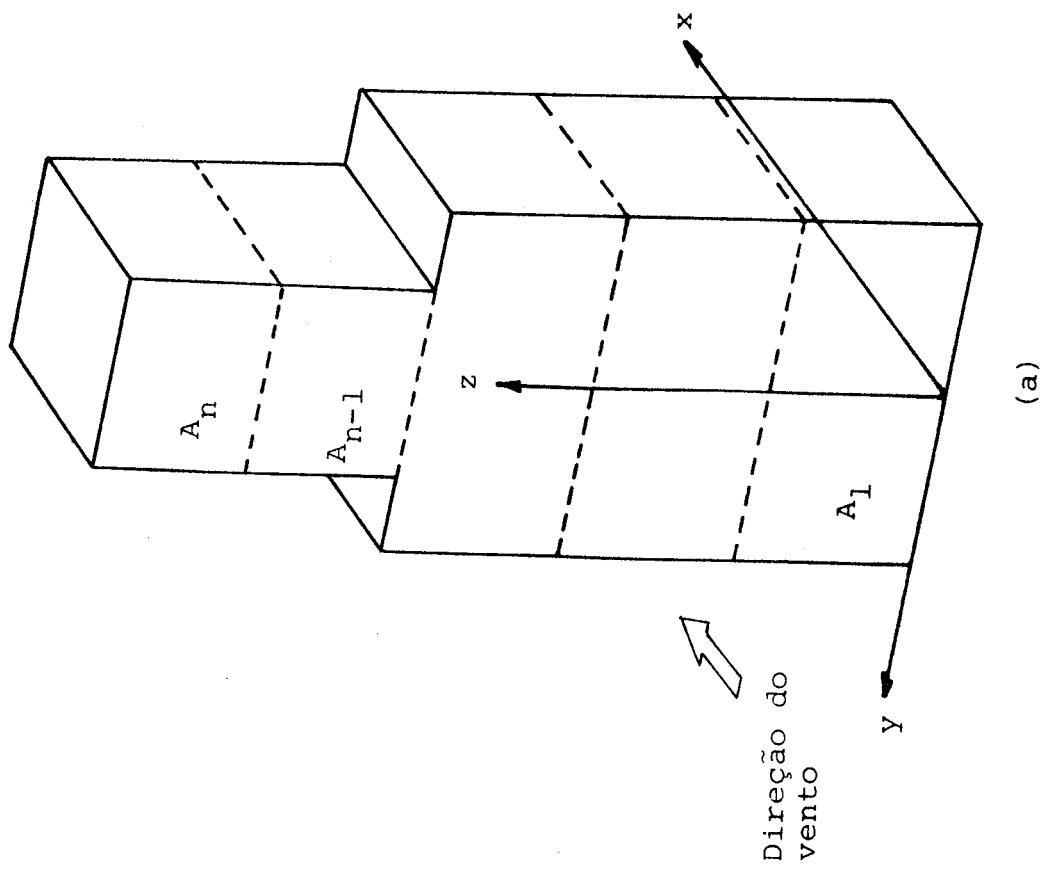
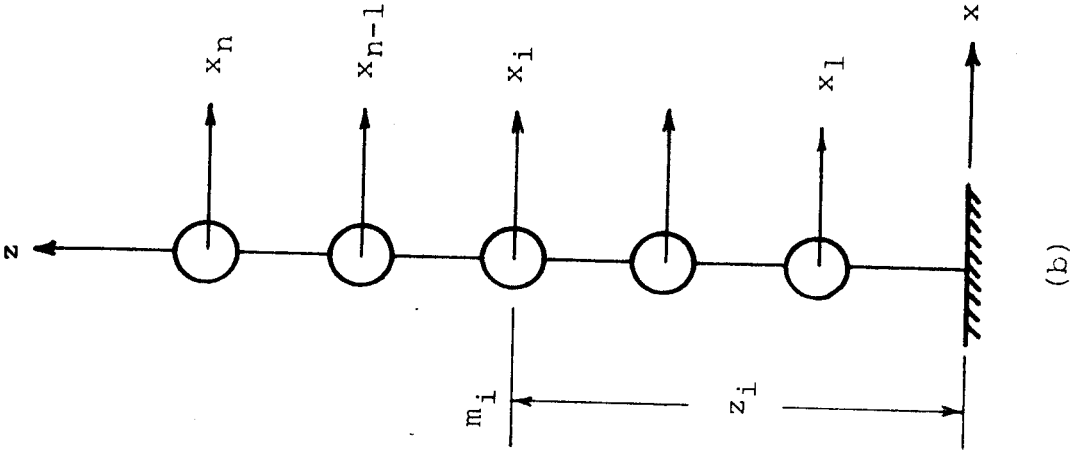


Fig. 2.1.1.1 - Modelo da estrutura e notação



$$\dot{\vec{x}} = \frac{d\vec{x}}{dt}$$

Introduzindo a seguinte troca de coordenados:

$$\vec{x} = \Phi \vec{\eta} \quad (2.1.2)$$

onde  $\Phi$  representa a matriz modal, cujas colunas são os autovetores do sistema homogêneo não amortecido, e  $\vec{\eta}$  o vetor de coordenadas normais, a equação (2.1.1) pode ser posta na forma:

$$M_r \ddot{\vec{\eta}} + C_r \dot{\vec{\eta}} + K_r \vec{\eta} = \Phi^T \vec{X} \quad (2.1.3)$$

na qual  $M_r$  e  $K_r$  são matrizes diagonais.  $C_r$  também será diagonal se  $C$  cumpre com a condição de ser combinação linear de  $M$  e  $K$ , ou satisfaz outros requisitos que não são restritivos para a presente aplicação do método dos modos normais. A  $r$ -ésima equação não acoplada do sistema é:

$$\ddot{\eta}_r + 2\zeta_r \omega_r \dot{\eta}_r + \omega_r^2 \eta_r = F_r(t) \quad (2.1.4)$$

na qual:

$$F_r(t) = \vec{x}_r^T \vec{X}(t) / M_r \quad (2.1.5)$$

$\vec{x}_r$  =  $r$ -ésimo modo de vibração do sistema não amortecido

$M_r$  =  $r$ -ésima massa generalizada

$\zeta_r$  = relação de amortecimento crítico para o modo  $r$

$\omega_r$  = frequência natural (rad/seg) do modo r

A equação (2.1.5) pode ser escrita na forma:

$$F_r(t) = \left[ \sum_{i=1}^N x_{ir} X_i(t) \right] / M_r \quad (2.1.6)$$

$x_{ir}$  e  $X_i$  indicam as  $i$ -ésimas componentes de  $\vec{x}_r$  e  $\vec{X}$ , respectivamente.

A função de auto-correlação da força excitadora  $F_r(t)$  é:

$$C_{F_r}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \sum_{i=1}^N \frac{x_{ir} X_i(t)}{M_r} \sum_{j=1}^N \frac{x_{jr} X_j(t+\tau)}{M_r} dt \quad (2.1.7)$$

da qual segue que:

$$C_{F_r}(\tau) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_{ir} x_{jr}}{M_r^2} \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T X_i(t) X_j(t+\tau) dt \quad (2.1.8)$$

$$C_{F_r}(\tau) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_{ir} x_{jr}}{M_r^2} (C_p)_{ij} \quad (2.1.9)$$

onde  $(C_p)_{ij}$  representa a função de correlação cruzada das forças  $X_i$  e  $X_j$ .

Admite-se também que:

$$X_i(t) = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} V_{T_i}^2(t) \quad (2.1.10)$$

na qual  $\rho$  indica massa específica do ar,  $A_i$  a área de referência e  $C_{D_i}$  o coeficiente de arrasto correspondente à coordenada generalizada  $i$ . A velocidade total do vento  $V_{T_i}$  pode-se decompor em uma velocidade média  $\bar{V}_i$  e uma parte flutuante  $V_i(t)$ :

$$V_{T_i}(t) = \bar{V}_i + V_i(t) \quad (2.1.11)$$

A função de correlação cruzada das forças  $X_i(t)$  e  $X_j(t)$  será, levando em conta a equação (2.1.10):

$$(C_p)_{ij} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} V_{T_i}^2(t) \cdot \frac{1}{2} \rho A_j C_{D_j} V_{T_j}^2(t+\tau) dt \quad (2.1.12)$$

$$(C_p)_{ij} = \frac{1}{4} \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T V_{T_i}^2(t) \cdot V_{T_j}^2(t+\tau) dt \quad (2.1.13)$$

com base na equação (2.1.11) tem-se que:

$$(C_p)_{ij} = \frac{1}{4} \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T [\bar{V}_i^2 + 2\bar{V}_i V_i(t) + V_i^2(t)] \cdot [\bar{V}_j^2 + 2\bar{V}_j V_j(t+\tau) + V_j^2(t+\tau)] dt \quad (2.1.14)$$

Em condições normais, a amplitude rms da parte flutuante da velocidade não excede 10% a 15% da velocidade média, portanto, os termos  $V_i^2(t)$  e  $V_j^2(t+\tau)$  em (2.1.14) podem ser desprezados. Então fica:

$$(C_p)_{ij} = \frac{1}{4} \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \left[ \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \bar{V}_i^2 \bar{V}_j^2 dt + \lim_{T \rightarrow \infty} \int_0^T 2\bar{V}_i^2 \bar{V}_j V_j(t+\tau) dt \right. \\ \left. + \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T 2\bar{V}_i V_i(t) \bar{V}_j^2 dt + \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T 4\bar{V}_i \bar{V}_j V_i(t) V_j(t+\tau) dt \right] \quad (2.1.15)$$

A segunda e terceira integrais da equação (2.1.15) são nulas por ser zero o valor médio das velocidades flutuantes  $V_i(t)$  e  $V_j(t)$ , obtendo-se finalmente:

$$(C_p)_{ij} = \frac{1}{4} \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \left[ \bar{V}_i^2 \bar{V}_j^2 + 4\bar{V}_i \bar{V}_j (C_v)_{ij} \right] \quad (2.1.16)$$

O termo constante correspondente ao produto cruzado  $\bar{V}_i^2 \bar{V}_j^2$  resulta num efeito puramente estático e, portanto, pode ser omitido na determinação da resposta à parte flutuante. Assim, pode-se expressar a função de correlação cruzada das forças flutuantes na seguinte forma:

$$(C_p)_{ij} = \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \bar{V}_i \bar{V}_j (C_v)_{ij} \quad (2.1.17)$$

A função  $(C_v)_{ij}$  representa a correlação cruzada da componente longitudinal da parte flutuante da velocidade do vento em  $i$  e  $j$ .

Calculando a transformada complexa de Fourier de ambos os membros da equação (2.1.17), tem-se a seguinte relação entre as funções de densidade espectral cruzada das forças  $(S_p)_{ij}$  e da velocidade flutuante do vento  $(S_v)_{ij}$ :

$$(S_p)_{ij} = \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \bar{V}_i \bar{V}_j (S_v)_{ij} \quad (2.1.18)$$

Analogamente, calculando as transformadas complexas de Fourier de ambos os membros da equação (2.1.9):

$$S_{F_r} = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_{ir} x_{jr}}{M_r^2} (S_p)_{ij} \quad (2.1.19)$$

As funções de densidade espectral de potência da coordenada modal  $\eta_r$  e da força generalizada  $F_r$  estão vinculadas por<sup>(2)</sup>:

$$S_{\eta_r} = |H(f)|^2 S_{F_r} \quad (2.1.20)$$

na qual  $H(f)$  é a função de resposta complexa associada à equação (2.1.4):

$$|H(f)|^2 = \frac{1}{(2\pi f_r)^4} \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{f}{f_r}\right)^2\right]^2 + 4\zeta_r^2 \left(\frac{f}{f_r}\right)^2} \quad (2.1.21)$$

onde  $f = \frac{\omega}{2\pi}$  é a frequência em Hz.

Em consequência, o valor quadrado médio da coordenada modal é:

$$E [\eta_r^2] = \int_0^{\infty} |H(f)|^2 S_{F_r} df \quad (2.1.22)$$

na qual E indica valor esperado. Uma vez calculado o desvio padrão de  $\eta_r$ , dado por:

$$\sigma_{\eta_r} = \sqrt{E [\eta_r^2]}$$

o valor máximo provável de  $\eta_r$  é calculado pela expressão:

$$(\eta_r)_{\max} = g \cdot \sigma_{\eta_r} \quad (2.1.23)$$

sendo g um fator de pico, cujo valor, compreendido entre 3 e 4.75, depende da frequência  $f_r$  e da probabilidade adotada para que a resposta seja excedida num tempo  $\Delta t$  dado (9-11).

Levando em consideração a transformação dada em (2.1.2), é possível calcular a resposta máxima em termos de deslocamentos, nas coordenadas originais, para cada modo de vibração por meio da equação:

$$(\vec{x}_{\max})_r = g \sigma_{\eta_r} \vec{x}_r \quad (2.1.24)$$

onde  $(x_{\max})_r$  representa a contribuição do r-ésimo modo de vibração ao vetor de deslocamentos máximos (Parte flutuan-

te).

Na maioria dos casos, a contribuição de modos superiores é desprezível sendo, portanto, suficiente considerar só o primeiro modo:

$$\vec{x}_{\max} = g \sigma_{\eta_1} \vec{x}_1 \quad (2.1.25)$$

## 2.2 - Propriedades da camada limite atmosférica

A aplicação das equações apresentadas na seção 2.1 exige conhecer a estrutura do vento natural nas camadas inferiores da atmosfera. Nesta seção resumem-se algumas das propriedades mais importantes do modelo de vento turbulento aplicado na análise.

### a) Perfil de velocidades médias

A variação da velocidade média com a altura pode ser obtida pela lei potencial, isto é:

$$\bar{V}(z) = \bar{V}(z_G) \left(\frac{z}{z_G}\right)^p \quad (2.2.1)$$

onde  $p$  é um expoente que depende da rugosidade da superfície,  $z$  é a altura sobre o terreno, e  $z_G$  é a altura gradiente, isto é, que não é afetada pelo atrito com a superfície. Mostram-se na tabela 2.2.1, valores de  $p$  e  $z_G$  para diferentes rugosidades do terreno.

Tipo de exposição	Descrição	p	$z_G$
1	Zona plana, sem obstruções, superfície de água	0,15	280
2	Zonas planas pouco onduladas com algumas obstruções, tais como cercas, árvores e edifícios isolados	0,22	360
3	Zonas onduladas ou florestas, zonas urbanas com edificação de altura média inferior a 10 m	0,28	400
4	Superfícies com numerosas obstruções, centros de grandes cidades com edificação irregular com mais de 25 m de altura	0,40	480

Tabela 2.2.1 - Valores de p e  $z_G$  adotados no presente trabalho para diferentes tipos de exposição.

A Fig. 2.2.1 apresenta os perfis de velocidades médias para os três tipos de terrenos propostos por Davenport (11), bem como os respectivos valores de p e  $z_G$ .

b) Influência da rugosidade do terreno sobre a velocidade

Sejam considerados dois terrenos adjacentes com uma rugosidade uniforme sobre uma superfície suficien-



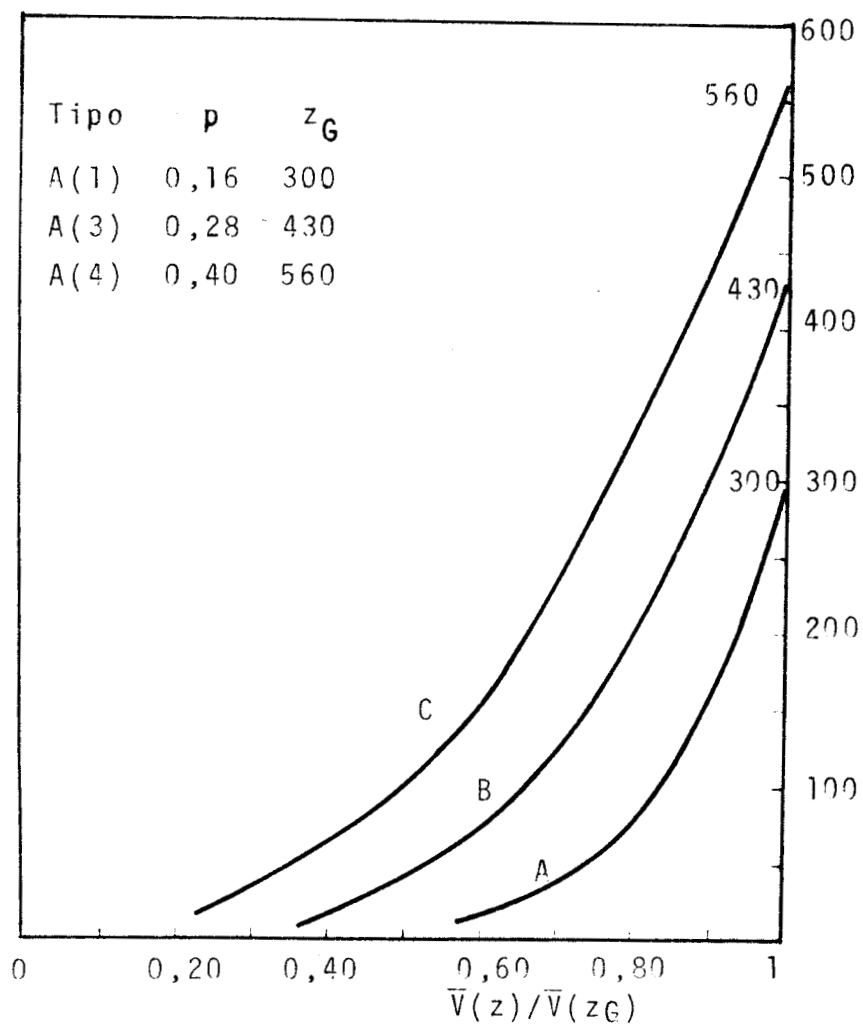


Fig. 2.2.1 - Perfis de velocidades mēdias para os trēs terrenos tīpicos, conforme Davenport

temente grande, com  $p$  e  $p_1$ , os expoentes da lei potencial correspondentes. O retardo do fluxo será maior para a superfície mais rugosa, portanto, se a velocidade na altura gradiente para ambos os terrenos é a mesma, para alturas iguais a velocidade do vento será menor sobre o terreno mais rugoso.

A Fig. 2.2.2 mostra dois perfis correspondente com diferentes rugosidades.

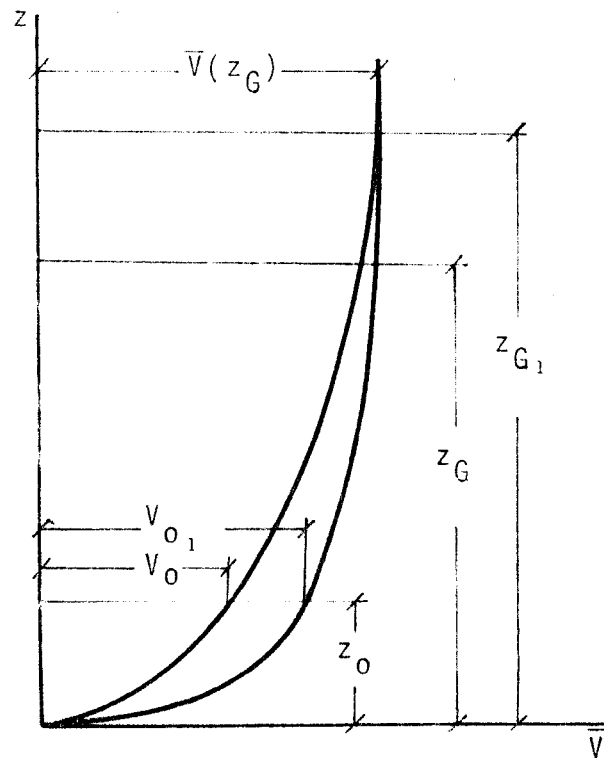


Fig. 2.2.2 - Perfis de velocidades médias para dois terrenos adjacentes

Aplicando a equação (2.2.1) tem-se:

$$\bar{V}(z_G) = \bar{V}_0 \left( \frac{z_G}{z_0} \right)^p \quad (2.2.2)$$

$$V(z_{G_1}) = V_{0_1} \left(\frac{z_{G_1}}{z_0}\right)^{p_1} \quad (2.2.3)$$

onde  $z_0$  é uma altura de referência, geralmente adotada igual a 10 m e  $V_{0_1}$  é a velocidade correspondente. Igualando ambas expressões obtêm-se:

$$\bar{V}_0 = \bar{V}_{0_1} \left(\frac{z_{G_1}}{z_0}\right)^{p_1} \left(\frac{z_G}{z_0}\right)^{-p} \quad (2.2.4)$$

Dada a velocidade média  $\bar{V}_{0_1}$  para o tipo de exposição aberta, então é possível determinar a velocidade média a 10 m de altura, para qualquer outro tipo de exposição, multiplicando aquela pelo seguinte coeficiente:

$$C_c = \left(\frac{z_{G_1}}{z_0}\right)^{p_1} \left(\frac{z_G}{z_0}\right)^{-p} \quad (2.2.5)$$

o qual indica-se na tabela 2.2.2.

Exposição	1	2	3	4
$C_c$	1,00	0,75	0,59	0,35

Tabela 2.2.2 - Coeficientes de conversão da velocidade média na altura de referência para diferentes tipos de exposições segundo parâmetros da tabela 2.2.1.

c) Relação entre velocidade de rajada e velocidade de média

Nas referências (43) e (46) são especificadas, para propósito de projeto, velocidades de rajada (velocidades básicas). É preciso, então, estimar as velocidades médias  $\bar{V}_0$  (médias horárias) em termos de velocidade de rajada.

A relação entre a velocidade de rajada e a velocidade média chama-se fator de rajada, e varia entre 1.3 e 2.5, dependendo da rugosidade do terreno e do intervalo de tempo sobre o qual seja calculada a média.

As velocidades de rajada são medidas sobre intervalos curtos de tempo (2 ou 3 segundos). Os valores dados na Tabela 2.2.3 correspondem a fatores de rajada para três tipos de exposições e velocidade média horária.

Exposição	Máximo fator de rajada	Mínimo fator de rajada	Fator de rajada médio
1	1,59	1,45	1,52
3	1,91	1,51	1,67
4	2,22	1,83	2,04

Tabela 2.2.3 - Fator de rajada para três tipos de exposição (27) (t = 2 seg)

Para obter a velocidade média sobre qualquer intervalo de tempo, pode-se usar o gráfico dado na Fig.2.2.3.

Neste gráfico a curva 1 foi obtida através de medidas feitas em exposição tipo 1, fornecendo valores de fatores de rajadas médios.

As curvas 3 e 4 foram estimadas a partir da 1.

Neste trabalho adotou-se para exposição tipo 1 o fator de rajada igual a 1,52.

É possível agora passar, da velocidade de rajada  $V_0$ , em exposição tipo 1, à velocidade média  $\bar{V}_0$ , em exposição tipo  $i$ , multiplicando aquela pelo coeficiente  $C_i$  dado na tabela 2.2.4.

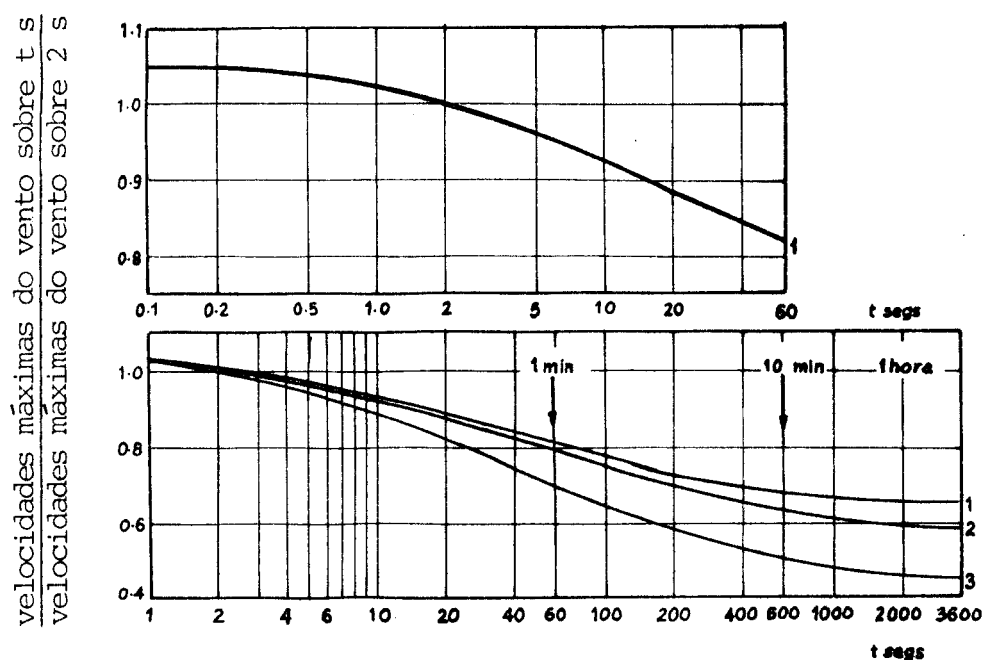


Fig. 2.2.3 - Fatores de rajada para  $t$  s (28)

Exposição tipo	1	2	3	4
$C_c$ segundo tabela 2.2.2	0,66	0,50	0,39	0,23
1.52				
$C_i$ adotados	0,66	0,50	0,36	0,25

Tabela 2.2.4

Observe-se que os valores  $C_i$  adotados para exposições 3 e 4, diferem ligeiramente dos calculados para permitir uma melhor correspondência com coeficientes recomendados na literatura.

d) Função de densidade espectral de potência da velocidade longitudinal

As características da turbulência nas camadas inferiores da atmosfera, tendo em vista sua consideração na análise de estruturas, foram estudadas inicialmente por Davenport (12), que propôs uma equação da forma:

$$S_v(f) = 4 K \bar{V}_0 L \frac{n}{(1+n^2)^{4/3}} \quad (2.2.6)$$

na qual  $K$  é um coeficiente adimensional que depende da rugosidade superficial,  $\bar{V}_0$  é a velocidade média na altura de referência  $z_0 = 10$  m e  $L$  um comprimento de escala, que Davenport toma igual a 1200 m. A frequência reduzida  $n$  define-se como:

$$n = \frac{f L}{\bar{V}_0} \quad (2.2.7)$$

A Fig. 2.2.4 apresenta formas de espectros normalizados medidos por Davenport (12) a diferentes alturas.

Harris (14) sugeriu mais tarde uma modificação da equação original de Davenport, segundo a qual

$$S_v(f) = 4 K \bar{V}_0 L \frac{n}{(2+n^2)^{5/6}} \quad (2.2.8)$$

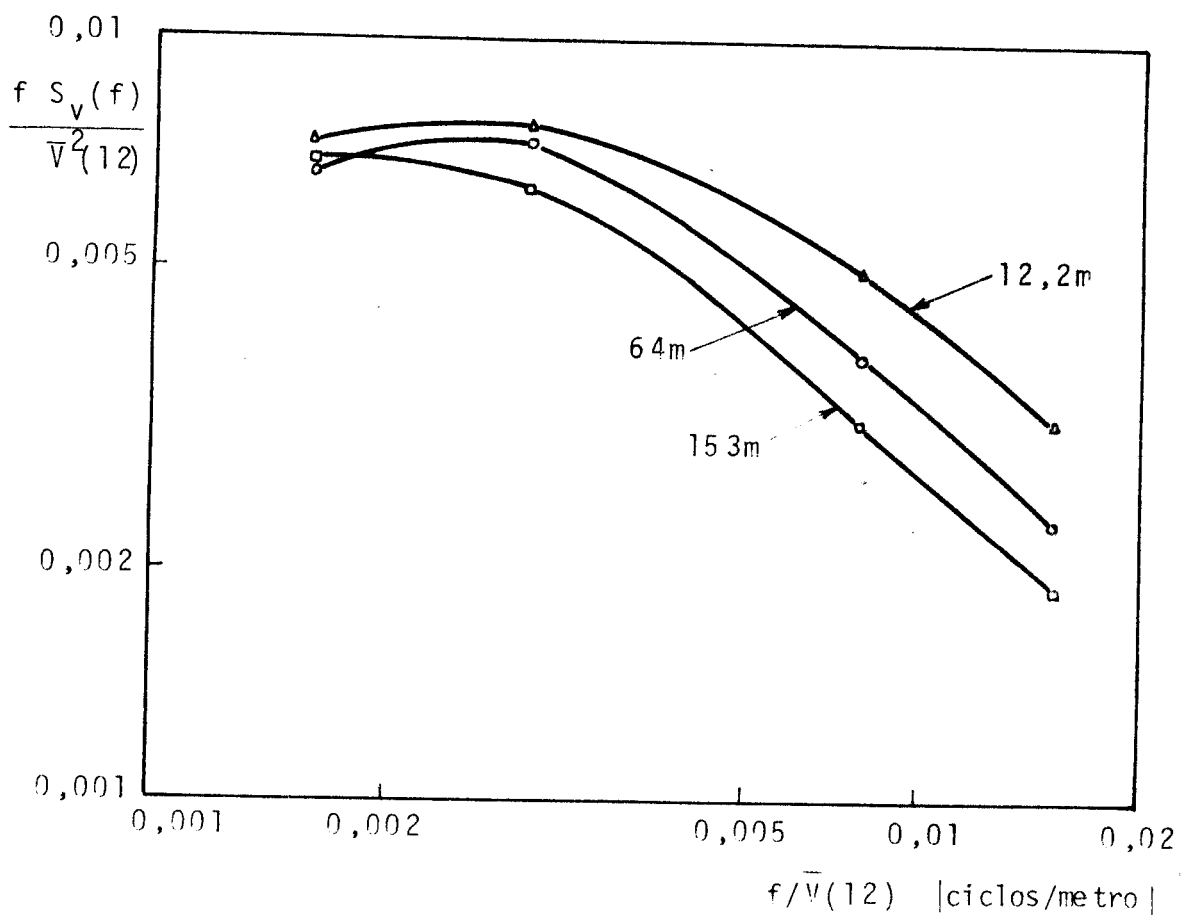


Fig. 2.2.4 - Espectros normalizados medidos por Davenport a diferentes alturas, referidos a altura  $z_0 = 12$  m

Esta última expressão é idêntica a uma proposta anteriormente por Von Kármán (20) para representar o espectro da turbulência medido em túneis de vento. Para turbulência atmosférica, Harris recomenda o valor  $L = 1800$  m.

A Fig. 2.2.5 mostra ambos os espectros, os quais são aplicáveis a ventos que ocorrem em tormentas extratropicais, também conhecidas como tormentas de tipo EPS\*.

Os mesmos devem ser usados com cautela em caso de ventos originados em furacões, tormentas elétricas, ou tornados.

Observa-se que os espectros definidos pelas equações 2.2.6 e 2.2.8 independem da altura sobre o terreno  $z$ .

Pesquisas mais recentes mostram que a hipótese de Davenport da independência de  $S_v(f)$  com a altura não se satisfaz exatamente.

Hino (16) propõe uma expressão da forma:

$$\frac{f S_v(z, f)}{\sigma_v^2(z)} = \frac{K_1 n}{(1+n^2)^{5/6}} \quad (2.2.9)$$

onde  $K_1$  é uma constante com valor 0,4751. Nesta expressão  $L$  é uma função da altura e da rugosidade do terreno:

$$L = \frac{(\sigma_v^2)^{3/2} z_{10}}{K_2 p^3 V_{10}^3} \left(\frac{z}{z_{10}}\right)^{1-4p} \quad (2.2.10)$$

\* O termo constitui uma abreviação de "Extended nature pressure systems" com que usualmente se designam estas tormentas na literatura inglesa.



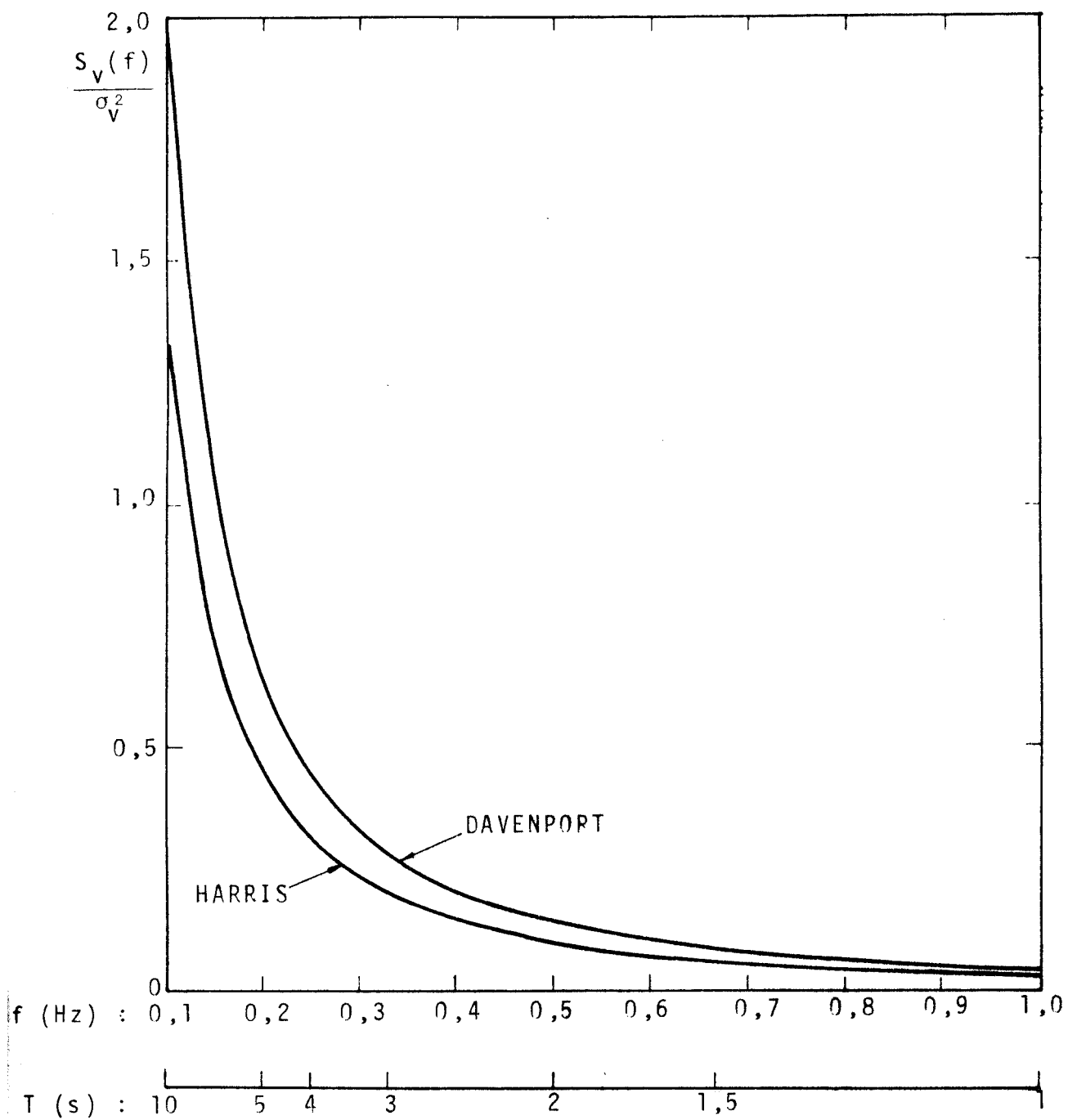


Fig. 2.2.5 - Densidade espectral  $S_v$  entre 0,1 e 1 Hz, segundo Davenport e Harris (Ref. 26)

sendo  $\sigma_v^2 = 6,00 K \bar{V}_{10}^2$  a variância de velocidade longitudinal e  $K_2 = 1,169 \times 10^{-2}$ .

Simiu (35) adota a equação:

$$\frac{f S_v(z, f)}{u_*^2} = \frac{200 n^*}{(1+50n^*)^{5/3}} \quad (2.2.11)$$

na qual:

$$n^* = \frac{f z}{\bar{V}(z)} \quad (2.2.12)$$

$$u_* = \frac{k \bar{V}(z)}{\ln z/z_0} \quad (k \approx 0,4) \quad (2.2.13)$$

Kaimal (19), por outro lado, propõe a utilização dos seguintes coeficientes:

$$\frac{f S_v(z, f)}{u_*^2} = \frac{105 n^*}{(1+33n^*)^{5/3}} \quad (2.2.14)$$

A falta de uma expressão universal para a função de densidade espectral de potência, da componente flutuante da velocidade na direção longitudinal, obriga a adotar alguma das expressões propostas na literatura. Optou-se, neste trabalho, pela expressão (2.2.8) dada por Harris.

Na tabela 2.2.5 se encontram os valores do coeficiente de rugosidade  $K$  para os diferentes tipos de exposição.

Exposição	1	2	3	4
K	0,005	0,0088	0,015	0,040

Tabela 2.2.5 (Ref. 26)

## f) Função de densidade espectral cruzada

As flutuações da velocidade do vento, não apresentam uma correlação perfeita em diferentes pontos do espaço, fato este que geralmente tem um efeito redutor da carga atuante sobre a estrutura. Por esta razão, no cálculo dinâmico, deve-se considerar a relação entre os valores esperados das forças do vento em dois pontos diferentes. A informação necessária é obtida da correlação cruzada, ou da densidade espectral cruzada  $(S_v)_{ij}$ .

A determinação da função de densidade espectral cruzada  $(S_v)_{ij}$ , constitui uma tarefa particularmente difícil. A causa de que a correlação cruzada  $(C_v)_{ij}$  não é uma função par da frequência, a densidade espectral cruzada  $(S_v)_{ij}$ , definida por sua transformada de Fourier, é em geral complexa. Suas partes, real e imaginária, denominam-se respectivamente, densidades espectrais coincidente e de quadratura. O efeito da função de quadratura tem sido até agora desprezado, o que permite expressar a função de densidade espectral cruzada na forma:

$$(S_v)_{ij} = S_v(f) R_v(\Delta y, \Delta z, f) \quad (2.2.15)$$

onde  $R_v$  representa um coeficiente de correlação.  $\Delta y$  e  $\Delta z$

são os comprimentos das projeções horizontais e verticais, respectivamente, do vetor que une os pontos  $i$  e  $j$ , os quais podem-se supor contidos num plano normal à velocidade média do vento, como se mostra na Fig. 2.2.6.

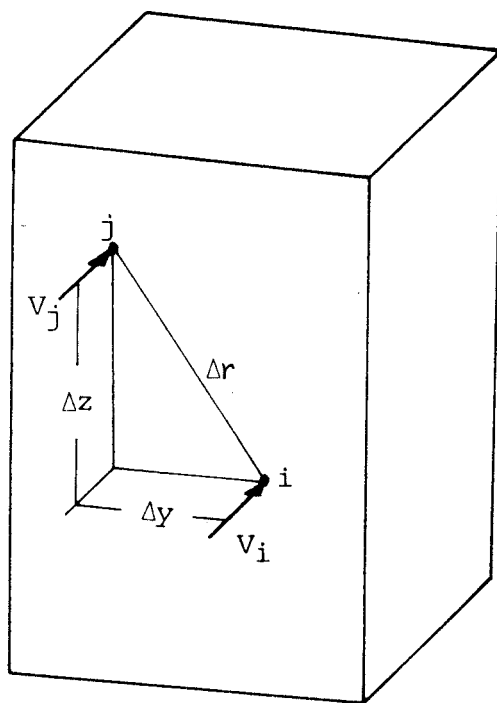


Fig. 2.2.6

De acordo com Davenport (9):

$$R_v(\Delta y, \Delta z, f) = \exp \left[ - \frac{f \sqrt{C_y^2 \Delta y^2 + C_z^2 \Delta z^2}}{\bar{V}_m} \right] \quad (2.2.16)$$

na qual  $C_y$  e  $C_z$  são coeficientes de escala lateral e vertical, respectivamente, enquanto que:

$$\bar{V}_m = \frac{1}{2} (\bar{V}_i + \bar{V}_j) \quad (2.2.17)$$

Harris (14), partindo da hipótese de que a turbulência é homogênea e isotrópica, deduz a seguinte expressão para o coeficiente de correlação:

$$R_V(\Delta y, \Delta z, f) = \frac{2}{\Gamma(5/6)} \left\{ \left( \frac{\xi}{2} \right)^{5/6} K_{5/6}(\xi) - \left( \frac{\xi}{2} \right)^{11/6} K_{11/6}(\xi) \right\} \quad (2.2.18)$$

Na equação (2.2.18),  $K_{5/6}$  e  $K_{11/6}$  são funções modificadas de Bessel de segunda classe de ordem 5/6 e 11/6, respectivamente. O parâmetro adimensional está dado por:

$$\xi = 2\pi \bar{V}_0 \sqrt{(\Delta y^2 + \Delta z^2) (2+n^2) / L \bar{V}_m} \quad (2.2.19)$$

com  $n$  definido na equação (2.2.7).

Vellozi e Cohen, utilizam um coeficiente de correlação cruzada, que depende também da projeção da distância na direção da velocidade média. Embora, qualquer separação longitudinal, possa ser incorporada nas equações precedentes por meio da hipótese de Taylor, sabe-se que tal extensão pode ser apropriada para a análise, por exemplo, de treliças espaciais, não sendo correta no caso de corpos sólidos, já que nestes as pressões na face a sotavento são afetadas pelas características aerodinâmicas do corpo. Este problema que tem sido examinado em detalhes por Simiu (33), está relacionado ao conceito de admitância aerodinâmica, que será discutido no próximo item.

Levando em conta que as equações (2.2.16) e

(2.2.18) conduzem a resultados praticamente idênticos, a primeira delas é usualmente preferida por sua simplicidade. O coeficiente de correlação, nas direções lateral ou vertical, resulta então:

$$R_V (\Delta d, f) = \exp \left[ - \frac{(C_y \text{ ou } C_z) f \Delta d}{\bar{V}_m} \right] \quad (2.2.20)$$

sendo  $\Delta d$  a distância que separa os dois pontos. Alguns autores consideram a velocidade  $\bar{V}_0$  no lugar de  $\bar{V}_m$ . Os valores de  $C_y$  e  $C_z$  dados na tabela 2.2.6 foram medidos sob diferentes condições de exposição.

A dispersão dos valores observados sugere que  $C_y$  e  $C_z$  não são realmente constantes, porém, dependem de fatores tais como o tipo de tormenta, rugosidade da superfície e altura sobre o terreno.

Para as condições prevaescentes durante tormentas extratropicais, Sfintesko e Wyatt (31) propõem a seguinte equação para incluir a influência da altura acima do terreno:

$$C_z = C_z^* (z_m/z_0)^{-0.09} \quad (2.2.21)$$

na qual  $z_m = (z_i + z_j)/2$ .  $C_z^*$  é uma constante, para a qual conforme referência (31) recomenda-se o valor 9,6. Admitindo que a equação:

$$\bar{V}_z = \bar{V}_0 (z/z_0)^p \quad z_0 = 10 \text{ m} \quad (2.2.22)$$

Correlação	Coef. $C_y$ ou $C_z$	N	$\bar{V}_{ref}$	Observações	Ref
Lateral	média: 8,5 $\sigma = 0,3$	3	$\bar{V}_0$	Tufões com velocidade superior a 40 m/s a uma altura de 40 m	21
	média: 4,5 $\sigma = 0,9$	2		Velocidade do vento entre 30 e 40 m/s	
	média: 5,6 $\sigma = 2,3$	12		Velocidade do vento entre 20 e 30 m/s	
	média: 4,9 $\sigma = 1,9$ C entre 2 e 8	34		Velocidade do vento entre 10 e 20 m/s Velocidade do vento entre 10 e 40 m/s	
Vertical	média: 5,8	27	$\bar{V}_0$	Diferença de altura: 150 - 110 m	21
	6,2	42		110 - 80 m	
	7,2	32		80 - 50 m	
	10,0	17		50 - 30 m	
Vertical	média: 6,8 $\sigma = 1,8$	450	$\bar{V}_m$	Diferença de altura: 119 - 9 m Post Office Tower-London	12
Vertical	4,4 ± 0,9	-	$\bar{V}_m$	Fluxo "relativamente suave"	12
	5,3 ± 1,0	-		Fluxo mais turbulento	
	8,4 ± 3,2	-		Grande edifício a barlavento Royex House - London	
Vertical	6	-	$\bar{V}_0$	Brookhaven - área de bosques (Singer)	9,11
	7,7	-		Sale - Pradaria	
Vertical	7	-	$\bar{V}_m$	Os coeficientes são válidos para: z=130m; z'=180m; $\bar{V}_m=30,25\text{m/s}$ z=130m; z'= 35m; $\bar{V}_m=23,00\text{m/s}$ z=180m; z'= 35m; $\bar{V}_m=25,05\text{m/s}$ Chaminé, 180 m de altura, área plana, situada dentro	15

Correlação	Coef. $C_y$ ou $C_z$	N	$\bar{V}_{ref}$	Observações	Ref
				de refinaria com estruturas de até 30 m	
Lateral	média: 6,5 ..... média: 3 ..... C entre 3 e 10	- - -	$\bar{V}_0$	Altura = 20 m ..... Altura = 60 m ..... Altura entre 20 m e 60 m	19
Vertical	C entre 6 e 8 ..... C sobre 4 ..... C entre 4 e 8	- - -	$\bar{V}_0$	Altura entre 0 e 30 m ..... Altura entre 30 - 60 m ..... Altura entre 0 e 60 m	19

N = números de amostras

Tabela 2.2.6 - Valores experimentais de  $C_y$  e  $C_z$  (25)



descreve satisfatoriamente a variação de velocidade média com a altura, a equação (2.2.20) resulta, para a correlação vertical:

$$R_V(\Delta z, f) = \exp \left[ - \frac{C_Z^* f \Delta z}{\bar{V}_0} \left( \frac{z_i + z_j}{2z_0} \right)^{-p-0,09} \right] \quad (2.2.23)$$

Por outro lado, foi assinalado que  $C_Z^*$  aumenta conjuntamente com a rugosidade superficial e tende, em consequência, a compensar o efeito do terreno sobre  $C_Z$ . Portanto, pode-se propor a seguinte expressão:

$$R_V(\Delta z, f) = \exp \left[ - \frac{C_Z^* f \Delta z}{\bar{V}_0} \left( \frac{z_m}{z_0} \right)^{-\beta} \right] \quad (2.2.24)$$

a qual é aplicável a qualquer terreno e altura sobre o mesmo. Riera e Blessmann (26) sugerem os parâmetros  $C_Z^* = 11$  e  $\beta = 0,30$ .

Por último, embora existam algumas contribuições que indicam que a correlação lateral é menor que a vertical, estudos mais recentes sugerem que tal diferença não é importante. Resulta, então, conveniente adotar  $C_Z^* = C_Y^*$ , com o qual tem-se:

$$R_V(\Delta y, \Delta z, f) = \exp \left[ - \frac{11 \Delta r f}{\bar{V}_0} \left( \frac{z_m}{z_0} \right)^{-0,3} \right] \quad (2.2.25)$$

na qual  $\Delta r = \sqrt{\Delta y^2 + \Delta z^2}$  é medido sobre um plano normal à velocidade média do vento.

## g) A admitância aerodinâmica

Até agora foi admitido que a força que atua ao longo da coordenada generalizada  $i$  está dada por:

$$X_i(t) = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} V_i^2(t) \quad (2.2.26)$$

a qual, desprezando o quadrado da parte flutuante da velocidade, leva à seguinte expressão da força total:

$$X_i(t) = \bar{X}_i + \rho A_i C_{D_i} V_i v_i(t) \quad (2.2.27)$$

onde a força média é:

$$\bar{X}_i = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} V_i^2 \quad (2.2.28)$$

A expressão dada por (2.2.27), tem validade somente na hipótese de que o corpo em consideração seja suficientemente pequeno, com o qual poderia-se supor que existe perfeita correlação espacial das velocidades flutuantes. Para tal caso teria-se da equação (2.1.18) com  $i = j$ :

$$S_p(f) = \rho^2 A_i^2 C_{D_i}^2 V_i^2 S_v(f) \quad (2.2.29)$$

Na maioria dos problemas de interesse prático, é preciso considerar a imperfeita correlação espacial das velocidades flutuantes, portanto, é necessário introduzir um fator de correção, de tal maneira que:

$$S_p(f) = \rho^2 A_i^2 C_{D_i}^2 V_i^2 S_v(f) \chi_i^2(f) \quad (2.2.30)$$

onde o novo fator introduzido  $\chi_i^2(f)$ , é denominado "admitância aerodinâmica" do corpo em consideração.

A admitância aerodinâmica é função da forma e das dimensões do corpo, junto com as características da turbulência. A Fig. 2.2.7 mostra a variação de  $\chi_i^2(f)$ , segundo Vickery, para uma placa quadrada, normal ao sentido do fluxo, com velocidade média uniforme.

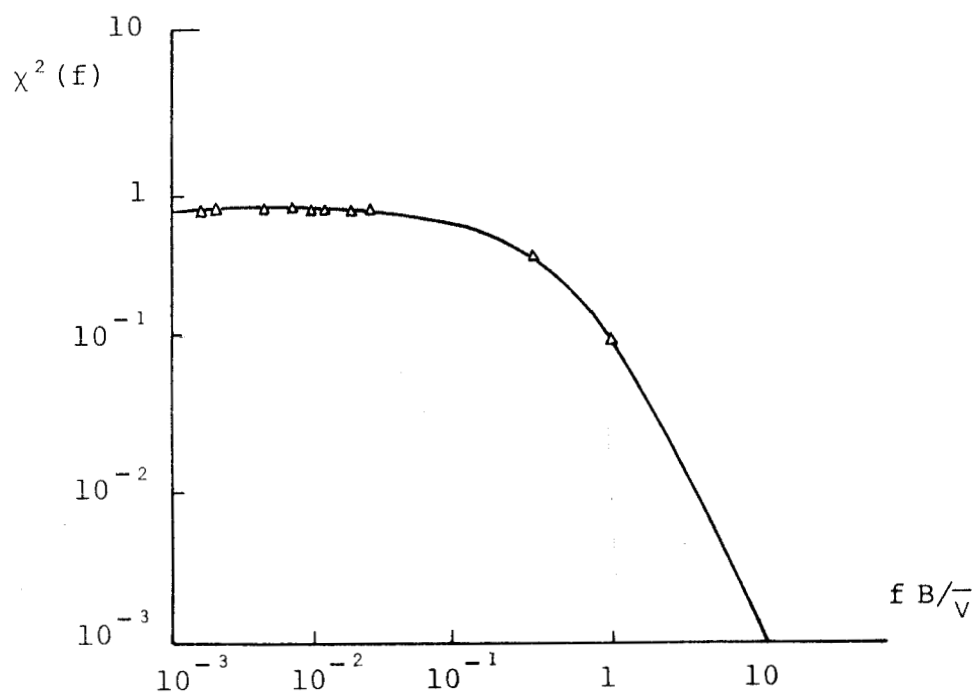


Fig. 2.2.7 - Admitância aerodinâmica para uma placa quadrada (1) ( $B=1a$  do do quadrado)

Com efeito, Vickery (39) propôs em 1966 a expres

são:

$$\chi_i^2(f) = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{2\pi f \sqrt{A_i}}{V_i}\right)^{4/3}\right]^2} \quad (2.2.31)$$

que apresenta uma correlação satisfatória com ensaios feitos com discos e placas planas.

Introduzindo este novo fator na equação (2.1.18) fica:

$$(S_p)_{ij} = \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} V_i V_j (S_v)_{ij} \chi_i \chi_j \quad (2.2.32)$$

Note-se, que nesta formulação pode-se levar em consideração a falta de correlação entre pressões flutuantes na face a barlavento e na face a sotavento através de  $\chi_i^2(f)$ .

Embora tenha-se reconhecido a existência desta falta de correlação (ver referência 34), não chegou-se ainda a um acordo sobre o erro cometido quando esta não é considerada nos cálculos. Portanto, é recomendável aprofundar os estudos sobre o tema na base de experimentos em túneis de vento, ou em protótipos, com o propósito de se obter expressões da admitância aerodinâmica para corpos com diversas formas.

### 2.3 - Determinação das forças estáticas equivalentes

Foi visto na seção 2.1, que a estrutura responde à parte flutuante da velocidade do vento, vibrando nos

seus modos naturais. Em geral, as forças estáticas  $X_r$ , que provocam uma deformação igual à deformação máxima correspondente ao modo  $r$  de vibração, serão:

$$\vec{X}_r = g \sigma_{\eta_r} K \vec{x}_r \quad (2.3.1)$$

Dado que  $\vec{x}_r$  satisfaz o problema linear de autovalores:

$$K \vec{x}_r = \omega_r^2 M \vec{x}_r \quad (2.3.2)$$

a equação (2.3.1) pode-se exprimir na forma:

$$\vec{X}_r = g \sigma_{\eta_r} \omega_r^2 M \vec{x}_r \quad (2.3.3)$$

Admitindo que  $M$  seja diagonal ter-se-á então:

$$\hat{X}_{i_r} = g \sigma_{\eta_r} \omega_r^2 m_i x_{i_r} \quad (2.3.4)$$

Com a finalidade de simplificar a notação, omite-se a continuação o sub-índice  $r$ , e lembrando que os resultados são aplicáveis a um modo qualquer, pode-se escrever que a carga equivalente  $\hat{X}_i$  que atua em correspondência a coordenada  $i$  será:

$$\hat{X}_i = (g \sigma_{\eta} \omega^2) m_i x_i \quad (2.3.5)$$

ou seja:

$$\hat{X}_i = (g m_0 \sigma_\eta \omega^2) \frac{m_i}{m_0} x_i \quad (2.3.6)$$

onde,  $m_0$  representa uma massa arbitrária de referência, e a expressão entre parênteses um coeficiente com dimensão fôrça/comprimento, que depende das características da turbulência, do perfil vertical da velocidade, da velocidade média, das dimensões e das propriedades da estrutura.

Combinando agora as equa es (2.1.18) a (2.1.22) com (2.2.32) chega-se a:

$$E[\eta^2] = \int_0^\infty |H(f)|^2 \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_i x_j}{M} \rho^2 A_i A_j C_{D_i} C_{D_j} \bar{V}_i \bar{V}_j x_i x_j (S_V)_{ij} df \quad (2.3.7)$$

Pode-se rearranjar a equa o (2.3.7) da seguinte maneira, levando em conta (2.2.15):

$$E[\eta^2] = \bar{q}_0^2 A_T^2 \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_i x_j}{M^2} \beta_i \beta_j \left[ 4 \int_0^\infty |H(f)|^2 \left( \frac{S_V}{V_0^2} \right) R(\Delta y, \Delta z, f) x_i(f) x_j(f) df \right] \quad (2.3.8)$$

$$E[\eta^2] = \bar{q}_0^2 A_T^2 \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_i x_j}{M^2} \beta_i \beta_j \gamma_{ij}^2 \quad (2.3.9)$$

na qual:

$\bar{q}_0$  = pressão média à altura de referência  $z_0$ :

$$\bar{q}_0 = \frac{1}{2} \rho V_0^2 \quad (2.3.10)$$

$$\beta_i = \frac{A_i C_{D_i} \bar{V}_i}{A_T V_0}$$

$A_T$  = área total exposta.

$$\gamma_{ij}^2 = 4 \int_0^\infty |H(f)|^2 \left(\frac{S_V}{V_0^2}\right) R(\Delta y, \Delta z, f) x_i(f) x_j(f) df \quad (2.3.11)$$

Conhecido o valor de  $E[\eta^2]$  é possível obter-se o desvio padrão de  $\eta$  dado por:

$$\sigma_\eta = \sqrt{E[\eta^2]}$$

Introduzindo este valor em (2.1.25), obtêm-se o vetor dos deslocamentos máximos, correspondentes ao modo considerado. Equação (2.3.5) por sua vez, permite agora de terminar a carga estática equivalente no elemento  $i$ .

A figura 2.3.1, é uma representação gráfica do processo de cálculo pelo método do espectro, para um sistema de um grau de liberdade.

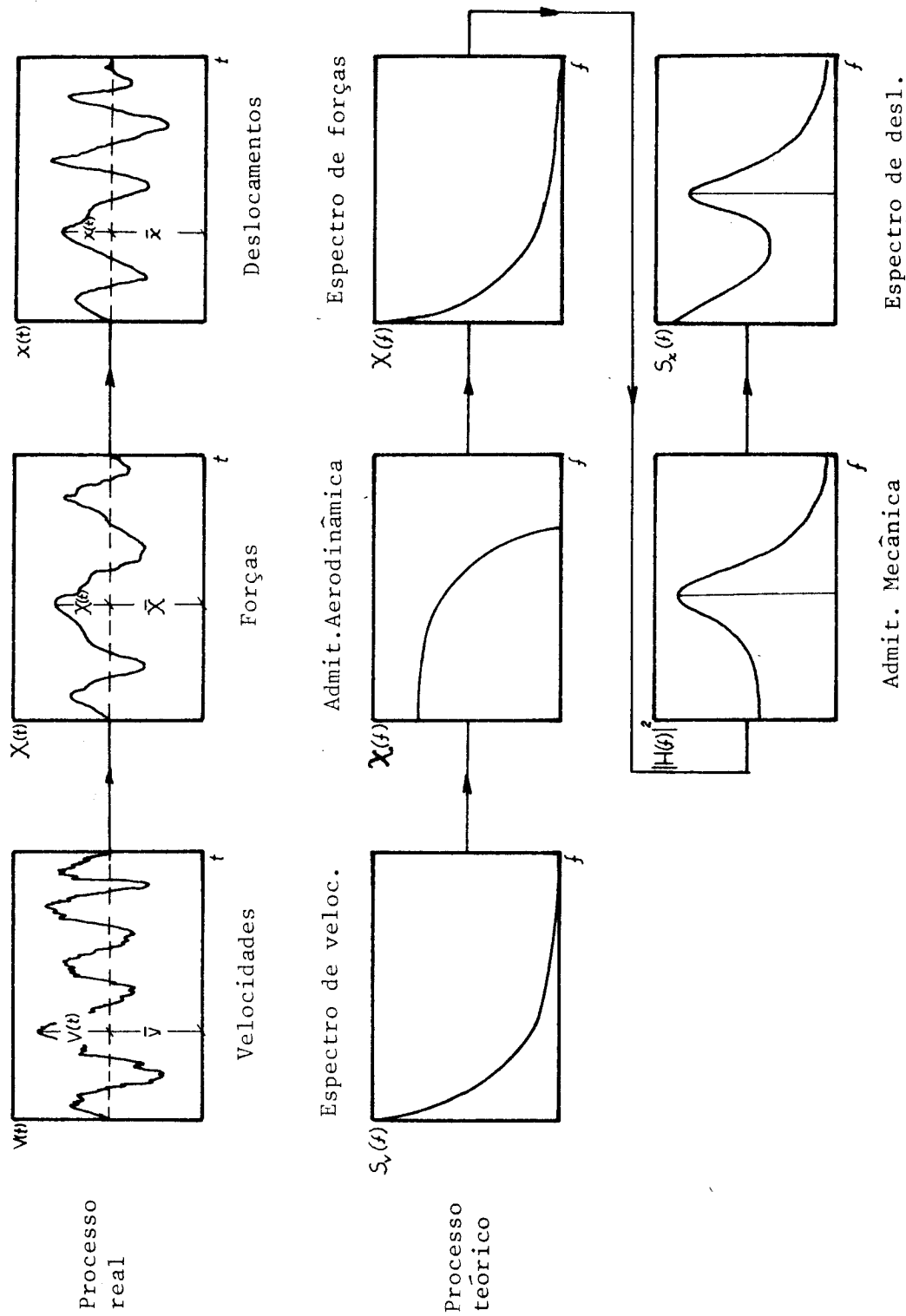


Fig. 2.3.1 - Representação esquemática do método do espectro.



### CAPÍTULO 3

CONSIDERAÇÕES SOBRE O EFEITO  
DA AÇÃO DINÂMICA DO VENTO,  
EM NORMAS SOBRE A DETERMINAÇÃO  
DE CARGAS NAS CONSTRUÇÕES

### 3 - CONSIDERAÇÕES SOBRE O EFEITO DA AÇÃO DINÂMICA DO VENTO, EM NORMAS SOBRE A DETERMINAÇÃO DE CARGAS NAS CONSTRUÇÕES

No capítulo anterior apresentou-se um procedimento para determinar a resposta dinâmica na direção da velocidade média, de estruturas submetidas à ação de vento turbulento.

Este procedimento, baseado nos estudos iniciados por Davenport (8) e Vickery (38), tem como objetivo facilitar a consideração do efeito dinâmico devido a turbulência atmosférica, em Normas ou Recomendações sobre a determinação de cargas nas construções.

O procedimento sugerido por Davenport já foi incorporado, em alguns casos, com ligeiras modificações, nas Normas sobre cargas de vento do Canadá (48), Chile (47), Austrália (44), Dinamarca (51), Países Baixos (49) e Suécia (50). Em todos eles determina-se um "fator de rajada", variável com a altura sobre o terreno, o qual multiplicado pela velocidade média, permite obter a velocidade de cálculo.

A solução aqui proposta é substancialmente diferente das contidas nas referências (44, 47, 48) e (49, 50, 51). Também difere dos procedimentos de Vellozi e Cohen, que servira de base para as normas do National Standards

Institute (42) dos E.U.A., e de Simiu (33). Cabe assinalar que as hipóteses de partida dos trabalhos e normas citadas (44 e 47 a 51) são semelhantes e foram também adotadas no presente trabalho. Existem, porém, diferenças mais ou menos acentuadas nas expressões que diferentes autores adotam para a densidade espectral da velocidade, e no que diz à inclusão, ou não, de um termo que represente a admitância aerodinâmica.

Neste capítulo desenvolve-se um método simples de cálculo das forças estáticas equivalentes e a avaliação de um coeficiente de amplificação, necessário para o cálculo das mesmas.

### 3.1 - Método simplificado de cálculo

O cálculo das forças estáticas equivalentes, através do procedimento discutido no capítulo anterior, obriga o calculista a usar um computador, portanto, é preciso introduzir uma simplificação no método, com o propósito de possibilitar uma rápida e fácil determinação das mesmas.

Com esta finalidade, admite-se que na integral da equação (2.3.8), o produto  $R_v(\Delta y, \Delta z, f) \chi_i(f) \chi_j(f)$ , não varie com os índices  $i$  e  $j$ , isto é, que a influência da posição dos pontos possa ser levada em consideração substituindo o produto por um valor médio, de tal maneira que:

$$E[\eta^2] = \bar{q}_0^2 A_T^2 \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{x_i x_j}{M^2} \beta_i \beta_j \gamma^2 \quad (3.1.1)$$

onde:

$$\gamma^2 = 4 \int_0^{\infty} |H(f)|^2 \left( \frac{S_V}{V_0} \right) [R(\Delta y, \Delta z, f) \chi_i(f) \chi_j(f)]_{\text{m\u00e9dio}} df \quad (3.1.2)$$

O desvio padr\u00e3o ser\u00e1:

$$\sigma_{\eta} = \sqrt{E[\eta^2]} = \bar{q}_0 A_T \frac{\sum_{i=1}^N x_i \beta_i}{M} \gamma \quad (3.1.3)$$

onde  $M = \{x\}^T [M] \{x\}$

sendo M diagonal, tem-se que:

$$M = \sum_{i=1}^N x_i^2 m_i$$

portanto:

$$\sigma_{\eta} = \bar{q}_0 A_T \frac{\sum_{i=1}^N x_i \beta_i}{\sum_{i=1}^N x_i^2 m_i} \gamma \quad (3.1.4)$$

Substituindo-se  $\sigma_{\eta}$  na equa\u00e7\u00e3o (2.3.6) por seu valor segundo (3.1.4), resulta, com  $\psi_i = m_i/m_0$ :

$$\hat{X}_i = q_0 A_T \frac{\sum_{i=1}^N \beta_i x_i}{\sum_{i=1}^N \psi_i x_i^2} (g\omega^2\gamma) \psi_i x_i \quad (3.1.5)$$

Finalmente, fazendo-se  $\xi = g\omega^2\gamma$ , tem-se:

$$\hat{X}_i = H \psi_i x_i \quad (3.1.6)$$

$$H = \bar{q}_0 A_T \frac{\sum_{i=1}^N \beta_i x_i}{\sum_{i=1}^N \psi_i x_i^2} \xi \quad (3.1.7)$$

sendo  $\hat{X}_i$  a força estática equivalente na coordenada  $i$  para o modo considerado.

### 3.2 - Determinação do coeficiente de amplificação $\xi$

O coeficiente de amplificação  $\xi$ , que aparece na equação (3.1.7), é um fator que depende das características do vento incidente e das propriedades dinâmicas da estrutura.

Sendo  $g$  o fator de pico e  $\omega$  a frequência natural do modo de vibração considerado, o cálculo de  $\xi$  (eq. 3.2.1) se reduz à determinação do fator  $\gamma$ .

$$\xi = g \omega^2 \gamma \quad (3.2.1)$$

Comparando-se as equações (2.3.9) e (3.1.1) tem-se que:

$$\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N x_i x_j \beta_i \beta_j \gamma_{ij}^2 = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N x_i x_j \beta_i \beta_j \gamma^2 \quad (3.2.2)$$

Como  $\gamma^2$  independe dos índices  $i$  e  $j$ , tem-se então:

$$\gamma^2 = \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N x_i x_j \beta_i \beta_j \gamma_{ij}^2}{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N x_i x_j \beta_i \beta_j} \quad (3.2.3)$$

A integral dada pela equação (3.1.2), foi calculada usando um procedimento de integração numérica baseado em parábolas cúbicas de interpolação. Este método permite adotar intervalos de integração variáveis e deste modo se dispôr de uma malha mais densa em correspondência com o pico da função  $|H(f)|^2$ .

A convergência do procedimento de integração foi verificada comparando-se resultados obtidos com malhas cada vez mais densas, até conseguir-se uma precisão de quatro decimais.

Desta maneira construíram-se  $\bar{a}$ bacos para o coeficiente  $\xi$  utilizando-se 50 pontos de integração, sendo em todos os casos o limite superior de integração igual a  $2 f_n$ .

No apêndice A mostram-se estes  $\bar{a}$ bacos para expo-

sições tipo 1, 2, 3 e 4. Foram consideradas as relações (largura/altura)  $b/h = 0,2$  e  $0$ , para 1 e 2% de amortecimento crítico.

### 3.3 - Influência da forma do modo de vibração no valor do coeficiente $\xi$

Analisando-se a expressão (3.2.3) nota-se a dependência de  $\gamma^2$  e, portanto, do coeficiente  $\xi$  com a forma do modo a considerar-se no cálculo.

Na maioria dos problemas de interesse prático a consideração do modo fundamental de vibração resulta satisfatória. A influência de modos superiores será discutida posteriormente em relação a alguns exemplos de aplicação.

Os coeficientes foram calculados para um modo fundamental linear, para o qual corresponde uma expressão da forma:

$$x(z) = \frac{z}{h} \quad (3.3.1)$$

Para formas modais diferentes da linear:

$$x(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^\alpha \quad (3.3.2)$$

os valores de  $\xi$  diferem em menos de 3%, dependendo do valor de  $\alpha$  e do tipo de exposição.

Para o caso de exposição aberta (tipo 1) os valores calculados de  $\xi$ , assumindo-se  $\alpha = 0.5$  e  $\alpha = 1.5$ , dife-

rem em torno de 1,5% daqueles calculados tomando-se  $\alpha = 1$  (forma linear). Para centros de grandes cidades (exposição tipo 4) as correspondentes diferenças são da ordem de 3%, portanto, nota-se que um afastamento moderado de um modo fundamental linear não afeta significativamente o valor do coeficiente  $\xi$ .

### 3.4 - Resposta média

No capítulo 2 foi visto que a força total do vento atuando sobre um elemento  $i$  está dada por:

$$X_i(t) = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} V_{T_i}^2(t) \quad (3.4.1)$$

e que a velocidade total  $V_{T_i}(t)$  pode-se decompor em uma velocidade média  $\bar{V}_i$  e uma parte flutuante  $V_i(t)$ , como se mostra no diagrama de velocidades instantâneas esquematizado na figura 3.4.1.

A resposta total da estrutura será portanto, a soma da resposta correspondente à parte flutuante da velocidade e a da velocidade média.

A resposta correspondente à velocidade média é a que denomina-se resposta média e que é de um caráter puramente estático.

As forças que a produzem serão:

$$\bar{X}_i = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} \bar{V}_i^2 \quad (3.4.2)$$

Sendo a velocidade média  $\bar{V}_i$  função da altura se-



gundo a expressão (2.2.1) tem-se que:

$$\bar{X}_i = \frac{1}{2} \rho A_i C_{D_i} \bar{V}_0^2 \left(\frac{z_i}{z_0}\right)^{2p} \quad (3.4.3)$$

Fazendo:

$$\bar{q}_0 = \frac{1}{2} \rho \bar{V}_0^2 \quad \text{pressão dinâmica média do vento.}$$

$$c_{z_i} = \left(\frac{z_i}{z_0}\right)^{2p} \quad \text{coeficiente de variação da pressão dinâmica média em função da altura e rugosidade do terreno, cujos valores estão dados na tabela 3.4.1.}$$

tem-se finalmente que:

$$\bar{X}_i = \bar{q}_0 A_i C_{D_i} c_{z_i} \quad (3.4.4)$$

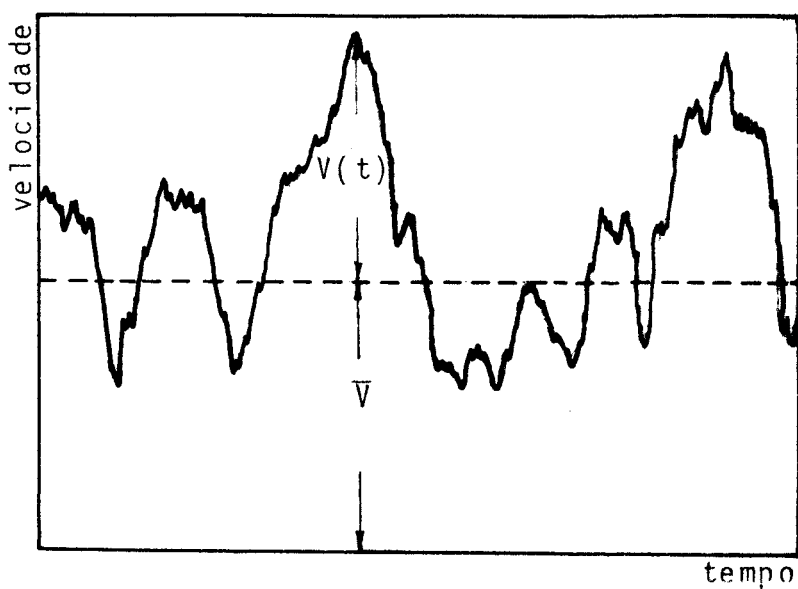


Fig. 3.4.1 - Velocidade do vento em função do tempo.

Uma vez determinada a força média, é possível determinar o efeito total do vento sobre o elemento  $i$ , somando a esta a força estática equivalente correspondente à parte flutuante dada por (3.1.6).

$$X_i = \bar{X}_i + \hat{X}_i \quad (3.4.5)$$

z (m)	Tipo de exposição			
	Tipo 1	Tipo 2	Tipo 3	Tipo 4
10	1,00	1,00	1,00 (a)	1,00 (b)
15	1,13	1,20	1,45	1,18 (b)
20	1,23	1,36	1,71	1,49
30	1,39	1,62	2,14	2,06
40	1,52	1,84	2,52	2,59
50	1,62	2,03	2,85	3,10
60	1,71	2,20	3,16	3,59
70	1,79	2,35	3,44	4,06
80	1,87	2,50	3,71	4,52
90	1,93	2,63	3,96	4,96
100	2,00	2,75	4,20	5,40
120	2,11	2,98	4,66	6,25
140	2,21	3,19	5,07	7,07
160	2,30	3,39	5,47	7,86
180	2,38	3,57	5,84	8,64
200	2,46	3,74	6,20	9,40
240	2,59	4,05	6,86	10,88
280	2,72	4,33	7,48	12,30
320	2,72	4,59	8,06	13,69
360	2,72	4,84	8,61	15,05
400	2,72	4,84	9,14	16,37
440	2,72	4,84	9,14	17,66
480	2,72	4,84	9,14	18,95

Tabela 3.4.1 - Coeficiente  $c_z$  de variação da pressão média para determinar a resposta média.

- (a) Na determinação da resposta média, deve-se empregar, para alturas  $z$  menores que 15m o coeficiente 1,45.
- (b) Na determinação da resposta média, deve-se empregar para alturas menores que 20m o coeficiente 1,49.

CAPÍTULO 4

EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

## 4 - EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

Neste capítulo apresentam-se exemplos de cálculo, para diferentes tipos de estruturas, utilizando-se os procedimentos discutidos nos dois capítulos anteriores. Comparam-se resultados obtidos com outros métodos existentes e em um caso com resultados experimentais.

### 4.1 - Edifício prismático de base quadrada.

Trata-se de um edifício prismático de base quadrada, com lados de 20 m de comprimento e 100 m de altura. Determinaram-se as cargas de cálculo, segundo o método simplificado dado no capítulo 3, para os seguintes casos:

- A - Estrutura de concreto armado com cortinas. Período fundamental  $T = 1s$  e amortecimento  $i$  igual a 2% do crítico. Exemplo representativo de edifício com muita rigidez.
- B - Estrutura de aço, divisões de painéis leves. Período fundamental  $T = 3s$  e amortecimento  $i$  igual a 1% do crítico. Exemplo representativo de edifício de grande flexibilidade.

Em ambos os casos admitir-se-á que o modo funda-

mental de vibração é linear.

A velocidade básica de projeto (velocidade de rajada a altura de referência em exposição tipo 1) é fixada em  $V_0 = 39,2$  m/s. Consideram-se os tipos de exposição 1 e 4.

### 1 - Determinação da velocidade média de projeto

Com os coeficientes dados na tabela 2.2.4 tem-se para:

$$\begin{aligned} \text{Exposição tipo 1: } \bar{V}_0 &= 0,66 \times 39,2 \\ \bar{V}_0 &= 25,87 \text{ m/s} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Exposição tipo 4: } \bar{V}_0 &= 0,25 \times 39,2 \\ \bar{V}_0 &= 9,80 \text{ m/s} \end{aligned}$$

### 2 - Escolha do modelo representativo da estrutura

Adota-se o modelo indicado esquematicamente na Fig. 4.1.1. O coeficiente de arrasto  $C_D$  foi tomado igual a 1,2, e considerando independente da altura e das características da turbulência. As propriedades do modelo estão resumidas na tabela 4.1.1.

### 3 - Cálculo das cargas de vento

O processo de cálculo está esquematizado nas tabelas 4.1.2 até 4.1.5. Nas mesmas apresentam-se também o esforço de corte total na base, o momento de tombamento e os correspondentes valores segundo as Normas IRAM 11700<sup>(46)</sup>,

Distribuição de massas  
modo fundamental de  
vibração

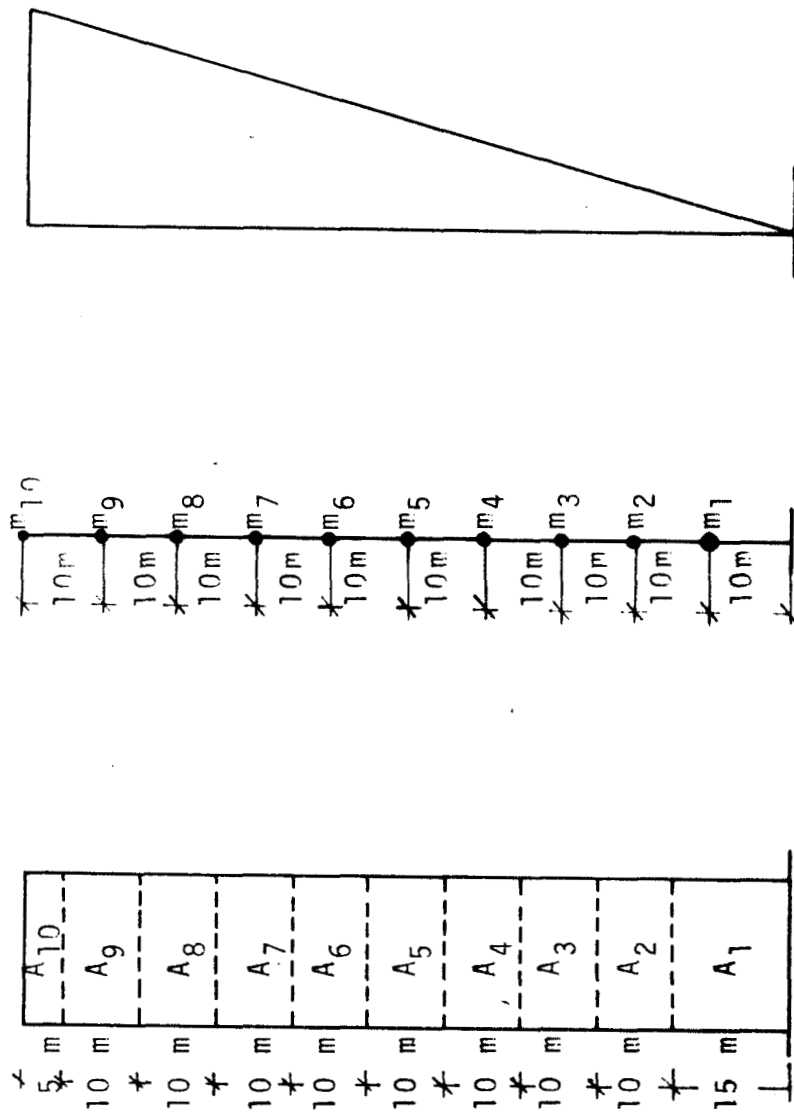


Fig. 4.4.1 - Modelo representativo da estrutura

Parte I, NB-599<sup>(43)</sup> e Canadense<sup>(48)</sup>.

Comparando os resultados observa-se que:

- a) em todos os casos o método proposto conduz a solicitações maiores que as calculadas mediante as Normas IRAM 11700 Parte I e NB-599. Estas últimas são aplicáveis a estruturas que possam ser consideradas rígidas e portanto devem subestimar a resposta de estruturas flexíveis.
- b) o edifício com estrutura de aço experimental solicitações aproximadamente 12% maiores que o edifício com estrutura de concreto em exposição Tipo 1, e 20% maiores em exposição Tipo 4.

z (m)	$A_i$ (m <sup>2</sup> )	$C_{D_i}$	$x_i$	$\psi_i$
10	300	1,2	0,1	1,5
20	200	1,2	0,2	1,0
30	200	1,2	0,3	1,0
40	200	1,2	0,4	1,0
50	200	1,2	0,5	1,0
60	200	1,2	0,6	1,0
70	200	1,2	0,7	1,0
80	200	1,2	0,8	1,0
90	200	1,2	0,9	1,0
100	200	1,2	1,0	0,5

Tabela 4.1.1



Tabela 4.1.2

Cargas de vento em edifício de concreto (caso A) em exposição aberta (Tipo 1).

$$\frac{T\bar{V}_0}{L} = 0,0144$$

$$\xi = 0,98 \text{ (segundo Fig. A-1, Apêndice A)}$$

$$H = 0,194 \text{ MN (segundo eq. 3.1.7)}$$

z [m]	$\bar{X}_i$ [MN] (eq. 3.4.4)	$X_i$ [MN] (eq. 3.1.6)	$\hat{X}_i$ [MN] (eq. 3.4.5)	p [N/m <sup>2</sup> ]
10	0,151	0,029	0,180	600
20	0,124	0,039	0,162	810
30	0,140	0,058	0,197	985
40	0,152	0,078	0,230	1150
50	0,163	0,097	0,260	1300
60	0,172	0,116	0,288	1440
70	0,180	0,136	0,316	1580
80	0,187	0,155	0,342	1710
90	0,194	0,175	0,369	1845
100	0,100	0,097	0,197	1970

	Presente trabalho	IRAM 11700 Parte I	NB-599	Norma Canadense
Corte total na base (MN)	2,54	2,34	2,49	3,06
Momento de tombamento (MN-m)	153	127	135	172

Tabela 4.1.3

Cargas de vento em edifício de concreto (caso A) em exposição urbana (Tipo 4)

$$\frac{T\bar{V}_0}{L} = 0,0054$$

$$\xi = 4,68 \text{ (segundo Fig. A-4, Apêndice A)}$$

$$H = 0,187 \text{ MN (segundo eq. 3.1.7)}$$

z [m]	$\bar{X}_i$ [MN] (eq. 3.4.4)	$\bar{X}_i$ [MN] (eq. 3.1.6)	$X_i$ [MN] (eq. 3.4.5)	p [N/m <sup>2</sup> ]
10	0,022	0,028	0,050	167
20	0,025	0,037	0,062	310
30	0,035	0,056	0,091	455
40	0,044	0,075	0,119	595
50	0,052	0,094	0,146	730
60	0,060	0,112	0,172	860
70	0,068	0,131	0,199	995
80	0,076	0,150	0,226	1130
90	0,083	0,168	0,251	1255
100	0,045	0,093	0,138	1380

	Presente trabalho	IRAM 11700 Parte I	NB-599	Norma Canadense
Corte total na base (MN)	1,45	1,38	-	1,66
Momento de tombamento (MN-m)	95	81	-	99

Tabela 4.1.4

Cargas de vento em edifício de aço (caso B) em exposição a berta (tipo 1).

$$\frac{TV_0}{L} = 0,043$$

$$\xi = 1,3 \text{ (segundo Fig. A-1, Apêndice A)}$$

$$H = 0,258 \text{ (segundo eq. 3.1.7)}$$

z [m]	$\bar{X}_i$ [MN] (eq. 3.4.4)	$\tilde{X}_i$ [MN] (eq. 3.1.6)	$X_i$ [MN] (eq. 3.4.5)	p [N/m <sup>2</sup> ]
10	0,151	0,039	0,190	633
20	0,124	0,051	0,175	875
30	0,140	0,077	0,217	1085
40	0,152	0,103	0,255	1275
50	0,163	0,129	0,292	1460
60	0,172	0,155	0,327	1635
70	0,180	0,179	0,359	1795
80	0,187	0,206	0,393	1965
90	0,194	0,232	0,426	2130
100	0,100	0,129	0,229	2290

	Presente trabalho	IRAM 11700 Parte I	NB-599	Norma Canadense
Corte total na base (MN)	2,86	2,34	2,49	3,72
Momento de tombamento (MN-m)	174	127	135	208

Tabela 3.1.5

Cargas de vento em edifício de aço (caso B) em exposição urbana (Tipo 4).

$$\frac{T\bar{V}_0}{L} = 0,0163$$

$\xi = 6$ . (segundo Fig. A-4, Apêndice A)

$H = 0,239$  MN (segundo eq. 3.1.7)

$z$ [m]	$\bar{X}_i$ [MN] (eq. 3.4.4)	$\hat{X}_i$ [MN] (eq. 3.1.6)	$X_i$ [MN] (eq. 3.4.5)	$p$ [N/m <sup>2</sup> ]
10	0,022	0,036	0,058	193
20	0,025	0,048	0,073	365
30	0,035	0,073	0,107	535
40	0,044	0,096	0,140	700
50	0,052	0,12	0,172	860
60	0,060	0,144	0,204	1020
70	0,068	0,168	0,236	1180
80	0,076	0,182	0,268	1340
90	0,083	0,216	0,299	1495
100	0,045	0,120	0,165	1650

	Presente trabalho	IRAM 11700 Parte I	NB-599	Norma Canadense
Corte total na base (MN)	1,72	1,38	-	1,85
Momento de tombamento (MN-m)	113	81	-	109

## 4.2 - Torre de televisão de Munique

Os dados foram extraídos da referência (25).

### a) Dados do vento incidente

Exposição tipo 3

$p = 0.28$  (expoente da lei potencial)

$k = 0.015$  (coeficiente de rugosidade)

$$V_{10} = 14.05 \text{ m/s}$$

$$V_0 = \frac{V_{10}}{C_i} = \frac{V_{10}}{0.39} \approx 36 \text{ m/s}$$

$C_i$  da tabela 2.2.4

### b) Dados da estrutura

Na Fig. 4.2.1 mostra-se a discretização da estrutura, os três primeiros modos de vibração e os correspondentes valores das frequências e períodos naturais.

Na Tabela 4.2.1 estão especificados outros dados de interesse para o cálculo.

A relação de amortecimento crítico para todos os modos de vibração é:

$$\zeta = 0.008$$

### c) Determinação da resposta média

Calculam-se as forças médias em cada elemento segundo a expressão (3.4.4). Na Tabela 4.2.2 mostram-se os valores resultantes.

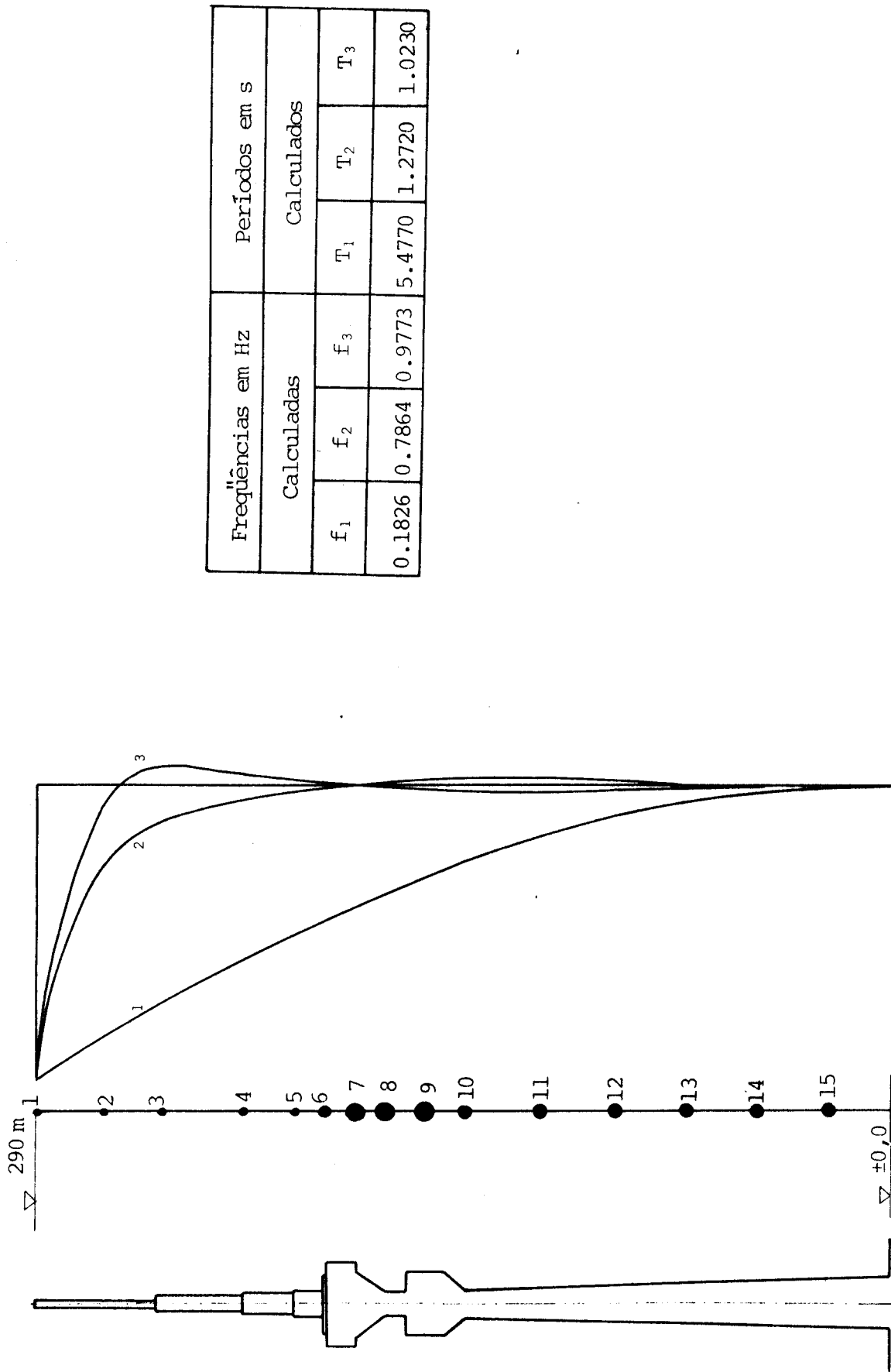


Fig. 4.2.1 - Modos de vibração da torre de Munique

$z_i$ (m)	$\bar{x}_1$	$m_i$ ( $\frac{\text{kgf-s}^2}{\text{m}}$ )	$A_i$ ( $\text{m}^2$ )	$C_{D_i}$
290,00	1,00	856	17,76	0,55
267,82	0,84	969	15,85	0,55
248,00	0,73	28530	58,80	0,55
220,00	0,59	34480	76,50	0,55
203,00	0,53	28120	68,51	0,55
192,46	0,46	140000	294,04	0,70
182,07	0,42	140000	187,18	0,70
171,70	0,37	174700	215,40	0,70
158,34	0,31	221200	237,72	0,70
145,00	0,26	127300	230,77	0,70
119,50	0,17	143100	257,42	0,70
94,00	0,10	159600	272,51	0,70
69,98	0,05	186900	308,55	0,70
45,57	0,02	217600	345,60	0,70
21,36	0,01	251600	383,12	0,70

Tabela 4.2.1 - Dados da Torre de Munique

$z_i$ (m)	$C_z$	$q_z$ (kgf-m <sup>2</sup> )	$\bar{X}_i$ (tf)
290,00	0,988	93,42	0,912
267,82	0,945	89,34	0,779
248,00	0,905	85,58	2,767
220,00	0,846	79,98	3,365
203,00	0,806	76,18	2,870
192,46	0,785	74,26	15,284
182,07	0,758	71,64	9,386
171,70	0,737	69,66	10,500
158,34	0,705	66,64	11,090
145,00	0,670	63,33	10,230
119,50	0,603	57,02	9,210
94,00	0,526	49,72	9,480
69,98	0,446	42,16	9,110
45,57	0,348	32,86	7,950
21,36	0,221	20,90	5,600

Tabela 4.2.2 - Valores das forças médias para a Torre de Munique



d) Determinação da resposta flutuante

As forças estáticas equivalentes foram calculadas através do "método exato" baseado na formulação dada no capítulo 2 e pelo método simplificado dado no capítulo 3.

Para o método exato se fez uso de um programa de computação ("ALONG WIND") implementado em linguagem FORTRAN no CPD da UFRGS o qual determina, além das forças estáticas equivalentes, os deslocamentos máximos correspondentes.

O fator de pico foi medido (ver referência (25)), resultando ser  $g = 3$ . Assim sendo, determinaram-se os deslocamentos máximos e as forças estáticas equivalentes para os dois primeiros modos de vibração dados na Tabela 4.2.3.

As Figuras 4.2.2 e 4.2.3 mostram a deformada, momentos fletores e esforços cortantes para ambos os modos. Os deslocamentos máximos, momentos fletores e esforços cortantes são:

$$x_{i \text{ máx}} = \sqrt{\sum_{r=1}^z (x_{i \text{ máx}})_r}$$

$$M_i = \sqrt{\sum_{r=1}^z (M_i)_r}$$

$$Q_i = \sqrt{\sum_{r=1}^z (Q_i)_r}$$

Nota-se que a contribuição do segundo modo de vibração para os esforços na base é mínimo, porém na antena colocada na parte superior da torre a contribuição do se-

$z_i$ (m)	1º modo		2º modo	
	$x_i$ máx (cm)	$\hat{X}_i$ (tf)	$x_i$ máx (cm)	$\hat{X}_i$ (tf)
290,00	9,14	0,104	1,470	0,412
267,82	7,68	0,098	0,398	0,126
248,00	6,67	2,520	0,162	1,510
220,00	5,39	2,460	0,059	0,663
203,00	4,85	1,800	0,022	0,203
192,46	4,21	7,790	0,007	0,337
182,07	3,88	7,180	0,000	0,000
171,70	3,38	7,820	-0,022	-1,260
158,34	2,87	8,400	-0,029	-2,130
145,00	2,38	4,000	-0,032	-1,350
119,50	1,59	3,010	-0,032	-1,510
94,00	0,91	1,930	-0,022	-1,150
69,98	0,46	1,130	-0,007	-0,449
45,57	0,18	0,526	-0,003	-0,209
21,36	0,09	0,304	-0,001	-0,121

Tabela 4.2.3 - Contribuições dos dois primeiros modos de vibração à resposta flutuante da Torre de Munique

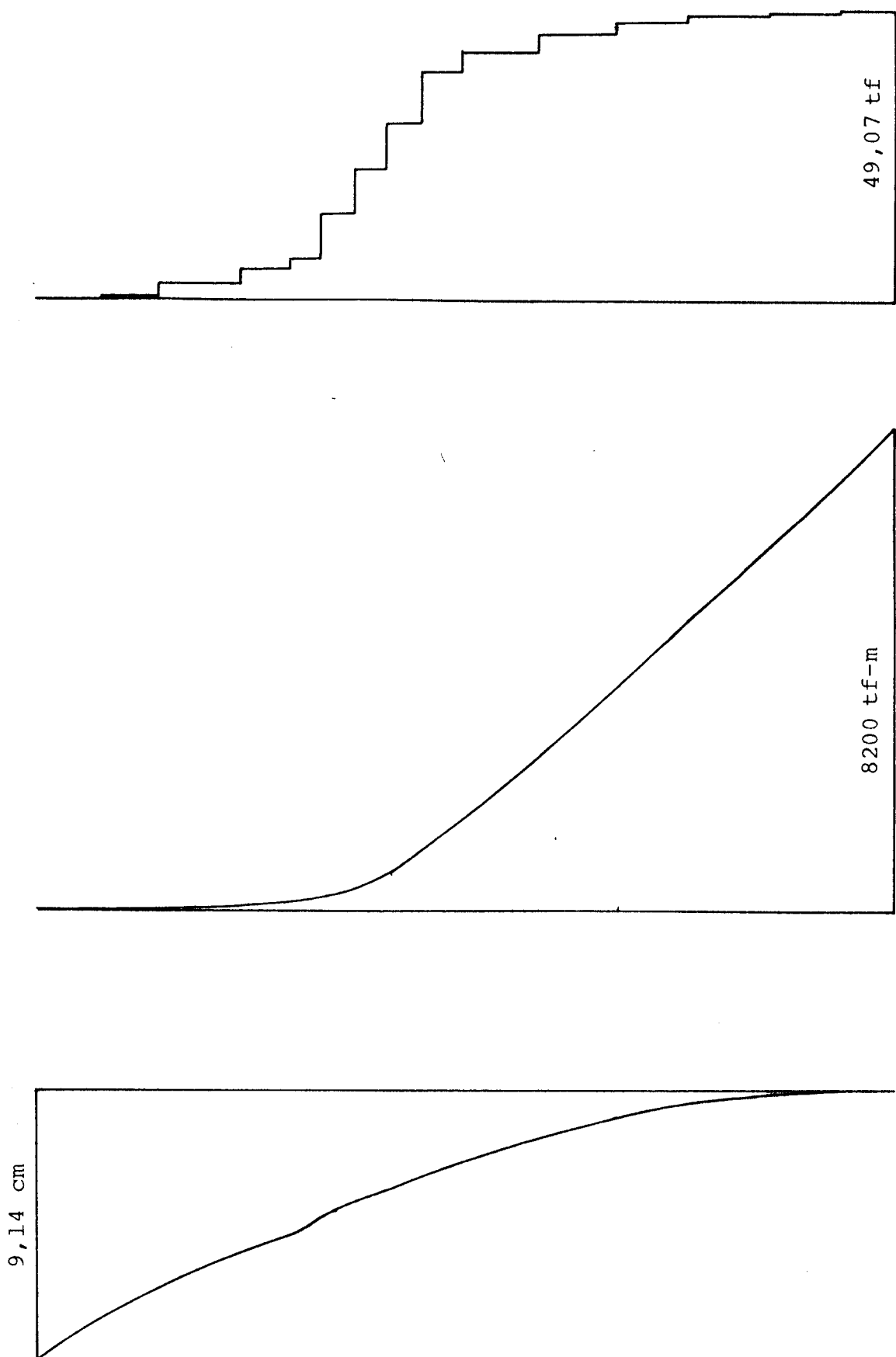


Fig. 4.2.2 - Deformada, momentos fletores e esforços cortantes para o 1º modo

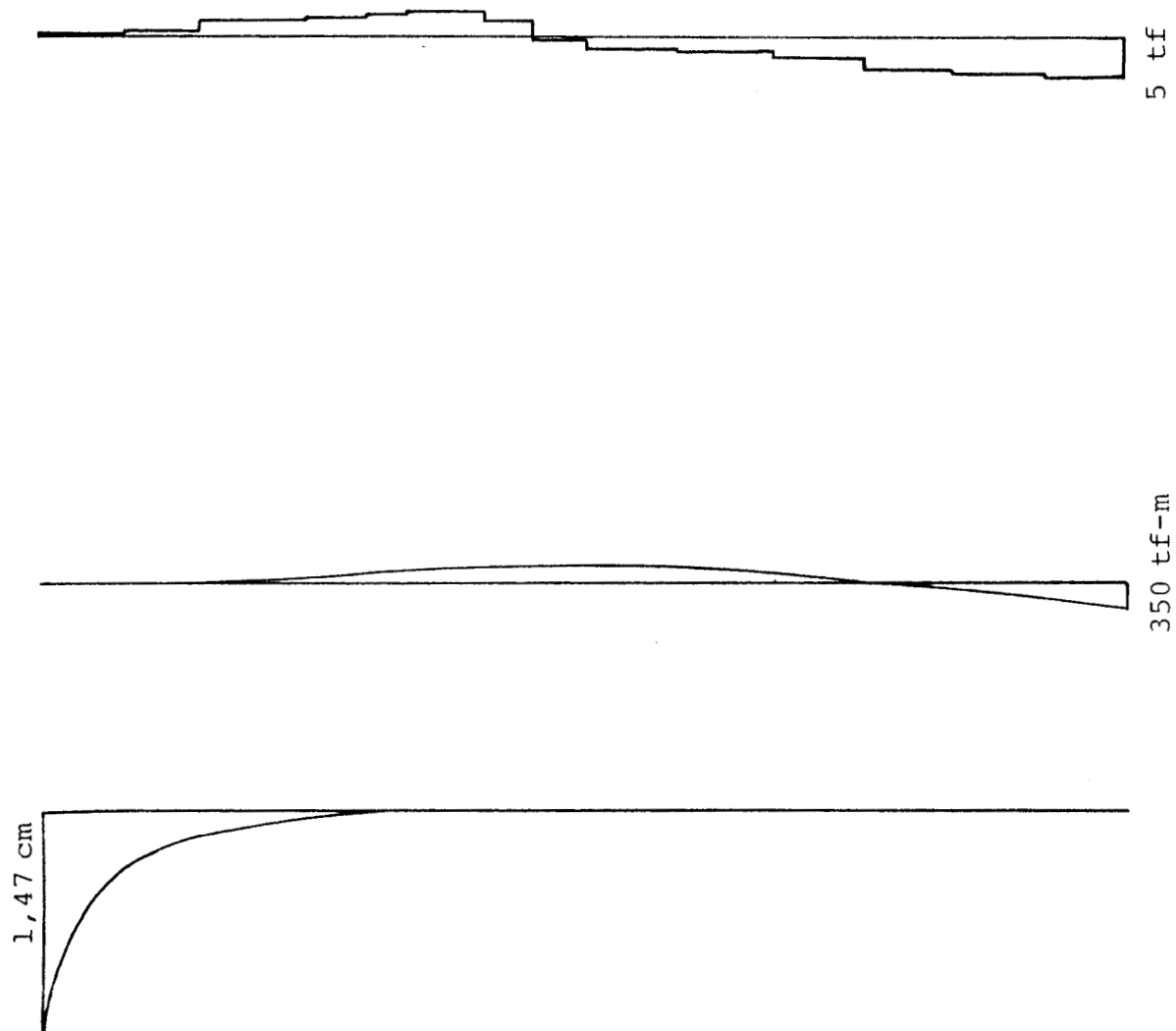


Fig. 4.2.3 - Deformada, momentos fletores e esforços cortantes para o 2º modo

gundo modo de vibração é mais importante que a do modo fundamental. A consideração de modos superiores ao segundo, torna-se desnecessária, já que suas contribuições ao longo de toda a estrutura, são negligenciáveis.

Na Fig. 4.2.4 mostram-se os diagramas correspondentes aos dois modos superpostos, comparando-os com os obtidos pelo método aproximado dado a continuação.

Na Tabela 4.2.4, tem-se os valores necessários para o cálculo das forças com o método aproximado segundo as equações (3.1.6) e (3.1.7).

O valor de  $\xi = 2,1$  é obtido do ábaco A1 (Apêndice A) da curva correspondente a  $b/h = 0$ ,  $\zeta = 0,01$  e  $h = 300$  m.

Já que os valores de  $\xi$ , calculados para a construção dos ábacos, foram obtidos com  $g = 4$ , deve-se aplicar um coeficiente de correção para o caso em estudo, no qual  $g = 3$ . Portanto:

$$\xi_C = \xi_A \cdot \frac{3}{4}$$

$\xi_C$  = coeficiente de amplificação corrigido

$\xi_A$  = coeficiente de amplificação tirado do ábaco, resulta então:

$$\xi_C = 1,575$$

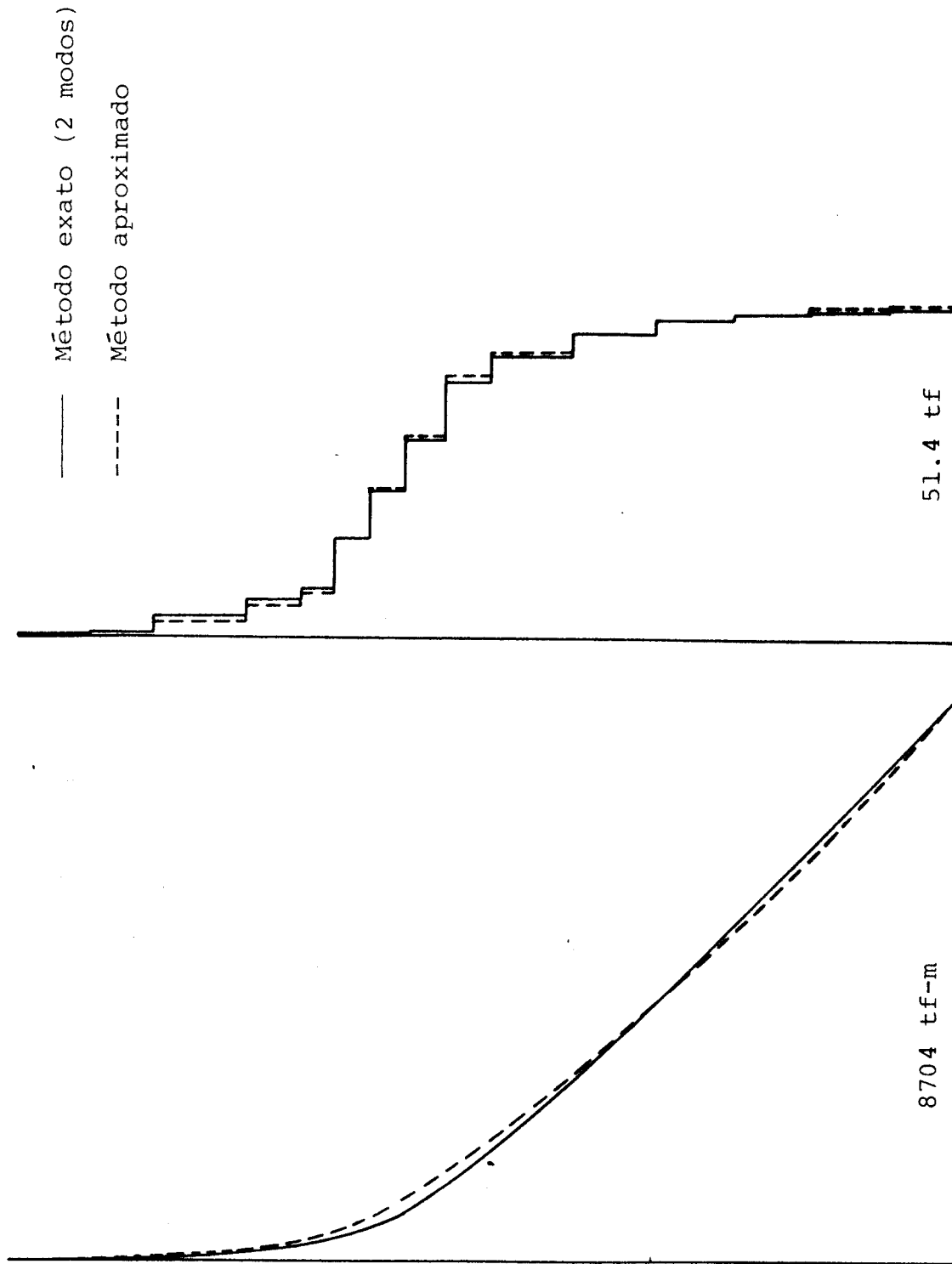


Fig. 4.2.4 - Momentos fletores e esforços cortantes para a torre de Munique

$\bar{x}_1$	$\bar{x}_1^2$	$\beta_i$	$\psi_i$
1,00	1,00	0,00844	0,0034
0,84	0,7056	0,00737	0,0038
0,73	0,5329	0,02676	0,1134
0,59	0,3481	0,03366	0,1370
0,53	0,2809	0,02948	0,1117
0,46	0,2116	0,15863	0,5564
0,424	0,1797	0,09942	0,5564
0,37	0,1369	0,11255	0,6943
0,314	0,0986	0,12143	0,8792
0,26	0,0676	0,11501	0,5059
0,174	0,0303	0,12153	0,5687
0,10	0,0100	0,12029	0,6343
0,05	0,0025	0,12540	0,7428
0,02	0,0004	0,12456	0,8648
0,01	0,0001	0,11169	1,000

Tabela 4.2.4 - Valores necessários para o cálculo das forças estáticas equivalentes.

Na Tabela 4.2.5 mostram-se os valores das forças estáticas equivalentes obtidas desta maneira:

$z_i$ (m)	$\hat{X}_i$ (tf)
290,00	0,108
267,82	0,102
248,00	2,645
220,00	2,583
203,00	1,891
192,46	8,179
182,07	7,539
171,70	8,209
158,34	8,822
145,00	4,203
119,50	3,162
94,00	2,027
69,98	1,186
45,57	0,552
21,36	0,319

Tabela 4.2.5 - Forças estáticas equivalentes obtidas através do método simplificado

Na referência (25), os autores comparam os valores do momento fletor flutuante a 94 m sobre o nível do terreno obtidos com um procedimento teórico e os obtidos através de medições feitas sobre o protótipo.



Momento medido no protótipo	3498 tf-m
Momento calculado segundo referência (25)	3924 tf-m
Momento calculado segundo o presente trabalho	3762 tf-m

#### 4.3 - Edifício de grande altura

Os dados deste exemplo foram tomados da ref.(35). Trata-se de um edifício de 365 m de altura e 61 m de largura, situado num terreno correspondente a exposição tipo 1. A velocidade de referência a 10 m de altura é de 27,28 m/s. Na Tabela 4.3.1 encontram-se outros dados necessários para o cálculo. A Fig. 4.3.1 mostra a forma dos três primeiros modos de vibração.

Os resultados obtidos para os deslocamentos e acelerações máximas correspondentes ao topo do edifício, aparecem no Quadro 4.3.2.

	Referência (35)		Presente trabalho*	
	1 Modo	2 Modos	1 Modo	2 Modos
Deslocamento máximo (m)	0,671	0,672	0,629	0,629
Aceleração máxima (m/s <sup>2</sup> )	0,189	0,207	0,255	0,279

Quadro 4.3.2

\* Através do Programa "ALONG WIND".

$z_i$ (m)	$\vec{x}_1$	$\vec{x}_2$	$\vec{x}_3$	$m_i$ (kgf-s <sup>2</sup> -m <sup>-1</sup> )	$A_i$ (m <sup>2</sup> )	$C_{D_i}$
365,00	1,00	1,00	1,00	504847	742	1,4
340,62	0,93	0,90	0,74	1009695	1484	1,4
316,29	0,87	0,75	0,39	1009695	1484	1,4
291,96	0,80	0,56	-0,11	1009695	1484	1,4
267,63	0,73	0,32	-0,36	1009695	1484	1,4
243,30	0,67	0,02	-0,46	1009695	1484	1,4
218,96	0,60	-0,22	-0,46	1009695	1484	1,4
194,64	0,53	-0,38	-0,37	1009695	1484	1,4
170,31	0,47	-0,48	-0,19	1009695	1484	1,4
145,97	0,40	-0,53	0,09	1009695	1484	1,4
121,65	0,33	-0,56	0,34	1009695	1484	1,4
97,32	0,27	-0,54	0,43	1009695	1484	1,4
72,98	0,20	-0,50	0,51	1009695	1484	1,4
48,66	0,13	-0,39	0,31	1009695	1484	1,4
24,33	0,07	-0,24	0,17	1514542	2226	1,4

Tabela 4.3.1 - Dados do Edifício

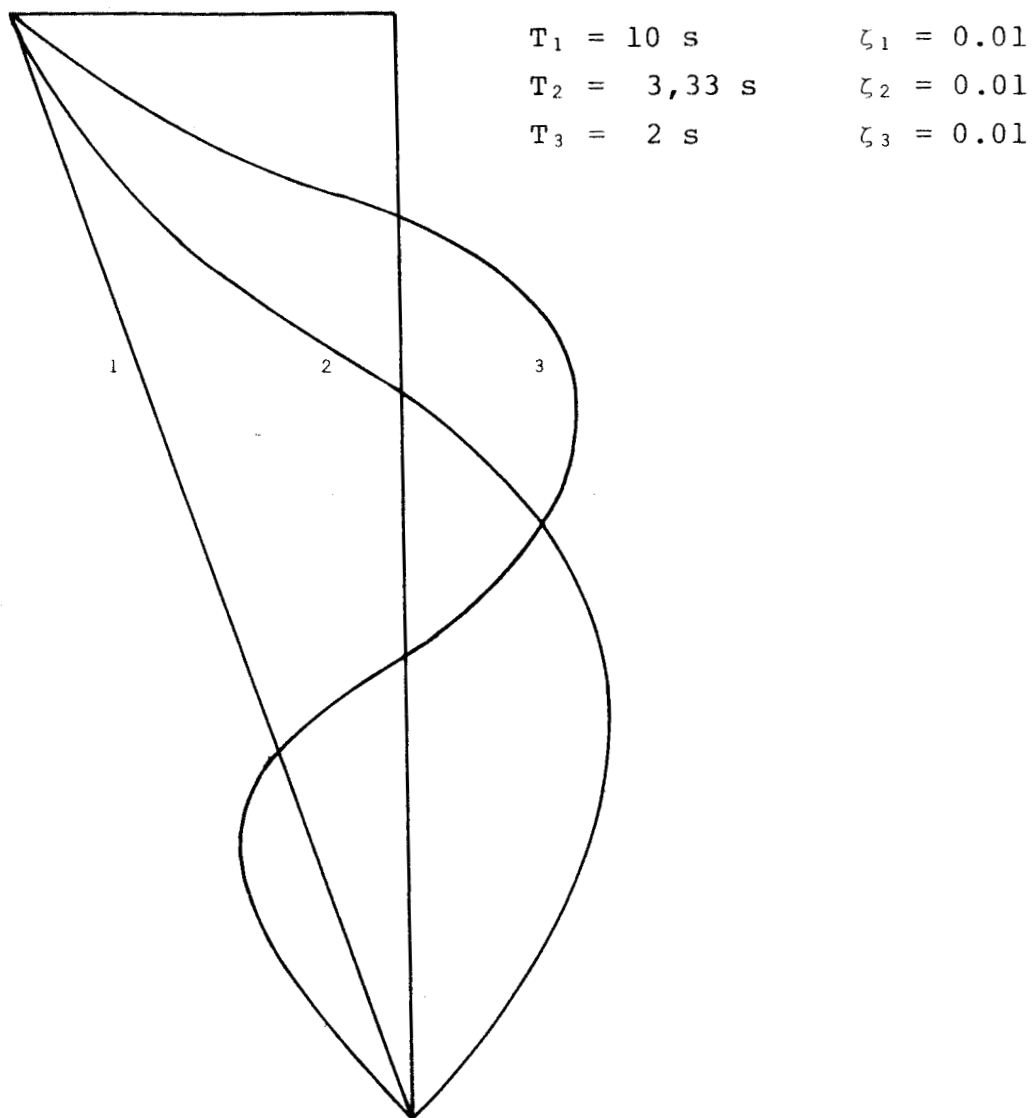


Fig. 4.3.1 - Modos de vibração do edifício

Nota-se nos dois casos, que a influência do segundo modo de vibração no valor do deslocamento máximo é praticamente nula, enquanto que as acelerações máximas são acrescidas em quase 10%, o que incide diretamente nos valores das forças estáticas equivalentes.

As diferenças entre os resultados obtidos através do procedimento proposto e os de Simiu (35) devem-se fundamentalmente a dois fatores:

a) No presente trabalho adotou-se uma expressão do espectro da componente longitudinal da velocidade, invariante com a altura, enquanto que o procedimento de referência (35) adota uma expressão que é função da altura.

b) A correlação imperfeita entre as pressões a barlavento e sotavento não é levada em consideração no presente trabalho, enquanto que Simiu aplica um coeficiente de correção com o qual leva em consideração tal efeito.

CAPÍTULO 5

ANÁLISE EXPERIMENTAL  
EM TÚNEL DE VENTO

## 5 - ANÁLISE EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO

Nos capítulos anteriores mostrou-se que as forças devidas ao vento dependem das características do fluxo incidente, da geometria e propriedades mecânicas da estrutura e, em alguns casos, dos detalhes e textura de suas superfícies externas.

Nos últimos anos, foram desenvolvidos procedimentos de cálculo, com os quais o projetista pode determinar as cargas devidas ao vento e a correspondente resposta estrutural. Porém, muitos casos que ocorrem na prática não podem ser estudados com os procedimentos analíticos existentes.

Esta situação apresenta-se quando as características aerodinâmicas da estrutura se desconhecem, ou quando estruturas vizinhas ã considerada provocam perturbações locais no fluxo incidente.

Nestes casos, deve-se determinar o efeito do vento através de procedimentos experimentais. Por outro lado, estes são indispensáveis para o desenvolvimento e verificação dos métodos analíticos.

Os experimentos podem ser feitos sobre protótipos ou sobre modelos reduzidos em túneis de vento. Neste capítulo apresentam-se os critérios de semelhança e o mêtodo de simulação do vento natural necessários para a reali-

zação dos ensaios realizados com um modelo aeroelástico em túnel de vento, e que serão devidamente descritos no próximo capítulo. Inclui-se, também, uma descrição do túnel de vento TV-2 utilizado para realizar tais ensaios.

## 5.1 - Leis de semelhança

As leis que relacionam os resultados obtidos sobre modelos com os correspondentes ao protótipo (estrutura real), podem ser facilmente determinadas através da análise dimensional. Estas leis se conhecem como leis de semelhança.

Para uma completa semelhança entre modelo e protótipo é preciso satisfazer os seguintes requisitos:

- a) Semelhança geométrica  
formas semelhantes, colocadas do mesmo modo em relação ao escoamento; semelhança de detalhes e de rugosidade superficial.
- b) Semelhança cinemática  
nos dois escoamentos a distribuição de velocidades e turbilhonamento serão análogos (mesma estrutura do vento): será, portanto, constante a relação entre as velocidades para todos os pares de pontos correspondentes nos dois escoamentos.
- c) Semelhança dinâmica  
as forças sobre dois pontos correspondentes quaisquer dos dois escoamentos guardam uma relação constante.

As forças que agem em uma corrente de fluido são: forças de gravidade, viscosidade, inércia e pressão. Para os casos de interesse as forças de gravidade e as de pressão não precisam ser consideradas. Restam, pois, as forças de viscosidade e de inércia.

O parâmetro conhecido como número de Reynolds ( $Re$ ) é uma medida da relação entre estes dois tipos de forças. Portanto, a semelhança entre o fluxo simulado e o real pode-se obter se o  $Re$  é o mesmo para ambos os sistemas. Considerando que:

$$Re = \frac{VL}{\nu} \quad (5.1.1)$$

onde:

$V$  = velocidade do fluido

$L$  = dimensão característica do corpo

$\nu$  = viscosidade cinemática

Garante-se a semelhança se:

$$\left(\frac{VL}{\nu}\right)_m = \left(\frac{VL}{\nu}\right)_p \quad (5.1.2)$$

os sub-índices  $m$  e  $p$  referem-se a modelo e protótipo, respectivamente.

No caso de que o fluido nos dois sistemas seja ar,  $\nu$  será igual em ambos os membros da (5.1.2), portanto:

$$V_m = \frac{L_p}{L_m} V_p \quad (5.1.3)$$



Supondo que a escala geométrica seja cem, então segundo (5.1.3) a velocidade correspondente ao modelo deveria ser cem vezes maior  $\tilde{a}$  do protótipo, o que é impossível de se atingir na prática.

Afortunadamente, quando se trata de corpos rombudos angulosos a separação do fluxo produz-se invariavelmente nas arestas e, portanto, a forma dele independe do  $Re$ , podendo-se, então, aplicar os resultados obtidos no modelo sem necessidade de se atingirem grandes valores de número de Reynolds.

Por outro lado, no estudo de oscilações de estruturas, deve-se considerar a influência de outros parâmetros. A fim de se duplicar o movimento do protótipo, o modelo deverá ter, além da mesma forma aerodinâmica, as mesmas distribuições de massa e rigidez (modelo aeroelástico).

Com efeito, o estudo experimental sobre um modelo aeroelástico envolve as oito quantidades físicas que se listam a seguir:

- E - módulo de elasticidade
- $\rho$  - densidade do ar
- V - velocidade do vento
- L - dimensão característica da estrutura
- $\nu$  - viscosidade cinemática do ar
- g - aceleração da gravidade
- $\sigma$  - densidade do material da estrutura
- $\delta$  - decremento logarítmico, definido como o logaritmo natural da relação de sucessivas amplitudes da oscilação.

Baseados nestas oito quantidades podem-se derivar os cinco parâmetros adimensionais dados na Tabela 5.1.1.

Estes parâmetros podem-se considerar como relações de forças ou energias.

Parâmetro adimensional	Definição	Relação de forças ou energias
1-Decremento logarítmico	$\delta$	Energia dissipada por ciclo
		Energia total de oscilação
2-Elasticidade	$E/\rho V^2$	Forças elásticas da estrutura
		Forças de inércia do fluxo
3-Relação de densidades	$\sigma/\rho$	Forças de inércia da estrutura
		Forças de inércia do fluxo
4-Gravitacional	$gL/V^2$	Forças gravitacionais na estrutura
		Forças de inércia do fluxo
5-Número de Reynolds	$VL/\nu$	Forças de inércia do fluxo
		Forças viscosas do fluxo

Tabela 5.1.1 - Relação de parâmetros adimensionais (40)

O número de Strouhal não está incluído na tabela, devido que a frequência  $f$  foi omitida entre as variáveis independentes. A frequência está fixada pela elasticidade  $E$  e o termo de massa  $\sigma$ , portanto,  $f$  não é uma variável independente. Para incluir  $f$  deve-se substituir  $E$  ou  $\sigma$ , resultando  $fL/V$  no lugar de  $E/\rho V^2$  ou  $\sigma/\rho$ .

Na prática não é usualmente possível satisfazer todos os parâmetros adimensionais simultaneamente, o que

obriga a adotar algum compromisso, dependendo de qual for o fenômeno a ser estudado.

## 5.2 - Simulação do vento natural

O critério de semelhança cinemática exige simular a estrutura do vento natural. Com tal fim, é preciso dispor de perfis de velocidades médias semelhantes e intensidades e escalas de turbulência iguais.

Nos últimos anos desenvolveram-se diversas técnicas de simulação das características do vento natural em laboratório; algumas das quais citam-se a seguir:

- a) Jensen e Frank (18) mostraram que se pode obter no túnel uma escala apropriada da estrutura do vento natural cobrindo-se um comprimento considerável do piso com um material de rugosidade adequada. Este dispositivo corresponde à principal fonte de turbulência a baixa altitude, em ventos em condições de estabilidade neutra.
- b) Uma outra linha de simulação de uma ou mais características do vento natural emprega obstáculos colocados a barlavento do modelo, em geral no início da câmara de ensaios. Estes dispositivos, entre outros, podem ser:
  - . telas curvas;
  - . grelhas de barras horizontais de seção retangular ou circular;
  - . grelhas de malha quadrada ou retangular, cons

- tituídas de barras de secção retangular;
- . placas cheias ou vazadas, junto ao piso, colocadas perpendicularmente ao eixo longitudinal do túnel;
- . triângulos de diversas dimensões e proporções, inclusive com dois lados curvos.

Alguns destes processos podem ser usados em túneis aerodinâmicos de câmara de ensaios não demasiadamente curta (em relação ao comprimento/altura da câmara de ensaios em torno de 4). Conforme o tipo de estrutura e a finalidade do ensaio, esta simulação parcial pode ser suficiente.

- c) Todos os processos citados anteriormente têm em comum o fato de empregarem corpos sólidos para a reprodução de uma ou mais das características do vento natural. Todos eles, em maior ou menor grau, causam uma diminuição da velocidade obtida no túnel, em regime de vento uniforme, sem obstruções. Em casos extremos esta redução pode atingir cerca de 80%, como no caso de grelhas de malha quadrada de elevado índice de área exposta.

Uma terceira técnica, que parece ter sido iniciada em 1971 (29), procura reproduzir a estrutura do vento natural por meios puramente aerodinâmicos. Mais precisamente, a turbulência e o perfil vertical são obtidos com jatos de ar lançados perpendicularmente ao vento gerado no túnel, a partir do piso do mesmo. Esta técnica oferece duas vantagens:

- . não há diminuição da velocidade média do túnel, como acontece com os obstáculos sólidos, pelo contrário, há um aumento desta velocidade, em virtude da quantidade de movimento adicionada à corrente longitudinal pelos jatos transversais;
- . facilidade de controle das características do vento, dentro de certos limites. Este controle é feito por meio de um registro que controla o fluxo de ar nos jatos.

Este processo exige uma relação comprimento/altura da câmara de ensaios de, pelo menos, cinco.

### 5.3 - Descrição do túnel de vento TV-2

O túnel de vento TV-2 foi projetado especificamente com a finalidade de simular as características do vento natural. O túnel opera sob a responsabilidade do Laboratório de Aerodinâmica das Construções (LAC) do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil da UFRGS.

As principais características geométricas e mecânicas do túnel são apresentadas a seguir:

a) Câmara de ensaio	
Dimensão da secção transversal	120 } x 90 cm
(largura no nível do piso x altura)	130 }
Comprimento	932 cm
Relação comprimento altura	10,4

b) Velocidade máxima da corrente de ar, sem modelos ou outras obstruções	175 km/h
c) Potência do motor elétrico	100 CV
d) Número de pás da hélice	6
e) Número de mesas de ensaio	4

O túnel de vento TV-2 dispõe atualmente de três mesas giratórias para fixação de modelos, tanto para ensaios estáticos como dinâmicos. Cada mesa tem suas aplicações específicas:

. Mesa M-I

ensaios de tipo aeronáutico, no piso, com camada limite de pequena espessura e fluxo de ar de baixa turbulência, ensaios para a construção civil com geradores de turbulência colocados na câmara de simuladores.

. Mesa M-II

ensaios de tipo aeronáutico no eixo do túnel; ensaios para a construção civil, com blocos no piso e/ou geradores de turbulência colocados na câmara de simuladores e/ou outras secções; idem com jatos transversais, que se situam logo a sotavento da Mesa M-I. Há um par de portas especiais para estudos de fenômenos de instabilidade aerodinâmica como modelos bi-dimensionais colocados horizontalmente. Aferição de anemômetros.

. Mesa M-III

mesa de grande rigidez, situada no primeiro divergente do túnel. As frequências naturais, segundo os três eixos ortogonais usuais, situam-se acima de 500 Hz. Esta mesa foi construída especialmente para estudos dinâmicos em estruturas de grande alteamento (chaminés, pilares de viadutos, torres de televisão, de micro-ondas, mastros, etc.). A altura livre, acima desta mesa é de 126 cm.

. Mesa M-IV (projetada)

está prevista a colocação de uma mesa no retorno do túnel (secção 240x210 cm), para ensaios de dissipação de fumaça e de gases industriais, influência da topografia sobre os ventos, efeitos de interação, modelos de pontos, etc.

No início da câmara de ensaios está situada a câmara de simuladores com possibilidade de receber simultaneamente dois dispositivos simuladores (grelhas, triângulos, placas, etc.).

### Circuito aerodinâmico e características operacionais

O TV-2 é um túnel de retorno fechado (tipo Prandtl), com câmara de ensaios fechada, sendo o vento gerado por um ventilador de 6 pás, acionado por motor elétrico de corrente alternada e velocidade constante de 100 CV. O controle da velocidade de trabalho é feito por meio de um registro radial acionado manualmente. O equilíbrio com a pressão atmosférica se faz no final da câmara de ensaios, a qual se encontra afastada 4 cm do primeiro divergente. As princi-

As dimensões do circuito aerodinâmico são dadas na Fig. 5.3.1. A relação de secções não convergente (contração) é de 4,9/1.

Os quatro cantos do túnel recebem aletas defletoras para orientar o fluxo. São de chapa de aço, com secção de 1/4 de circunferência mais uma parte reta de 45 cm (exceto no canto a barlavento do ventilador, sem a parte reta). Uma colméia de tubos de PVC rígido, com diâmetro interno de 7,5 cm e comprimento de 15 cm, colocada imediatamente antes do convergente, tem por finalidade principal eliminar os vórtices gerados na hélice e não inteiramente anulados pelo sistema de chapas radiais existente a sotavento da mesma.

Os diâmetros das mesas M-I a M-III são, respectivamente, 600, 800 e 400 mm. Para a futura mesa M-IV está previsto um diâmetro de 2000 mm. As três primeiras mesas têm a parte superior destacável, podendo-se usar um disco de aço, em todas as três, ou de madeira, nas mesas M-I e M-II. As três mesas apoiam-se em blocos de concreto, circundados (na base e nas faces laterais) por placas de estripor pesado. Também o túnel apoia-se desta maneira.

Para evitar transmissão de vibrações do ventilador à câmara de ensaios, a parte metálica da região do motor liga-se à parte em madeira do restante do túnel por duas juntas tipo sanfona, de lona.

O emissor de jatos transversais está situado após a mesa M-I, portanto, só pode ser usado com as mesas M-II e M-III. A velocidade máxima dos jatos transversais, na saída dos bocais, é de 100 m/s (360 km/h).

Para manter a pressão estática ao longo da câmara de ensaios aproximadamente constante, a largura desta



câmara aumenta de 1200 mm, no início, para 1300 mm, no fim.

No forro do túnel, sobre as mesas M-I e M-II, encontram-se rasgos transversais, fechados por placas deslizantes, que permitem deslocar transversal e verticalmente sensores, tubos de Pitot-Prandtl ou outros dispositivos, fixados num aparelho designado de coordinômetro.

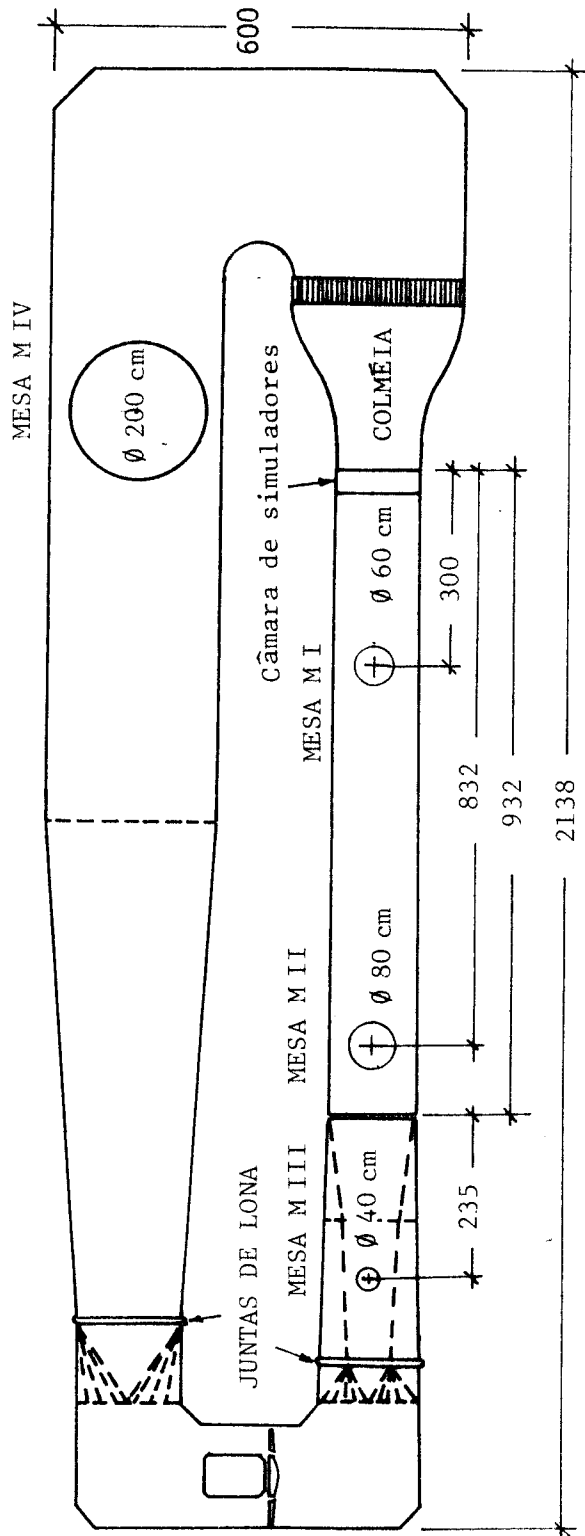


Fig. 5.3.1 - Dimensões principais (em cm) do circuito aerodinâmico do TV-2  
(Ref. 4)

CAPÍTULO 6

ENSAIO SOBRE MODELO AEROELÁSTICO  
EM TÚNEL DE VENTO

## 6 - ENSAIO SOBRE MODELO AEROELÁSTICO EM TÚNEL DE VENTO

Os ensaios sobre modelos reduzidos têm grande aplicação no caso de estudos da ação do vento sobre as construções. No capítulo anterior, comentou-se a necessidade de recorrer à técnica experimental para estes tipos de estudos. Neste trabalho o objetivo do estudo experimental é o de verificar os resultados obtidos através do procedimento teórico descrito no capítulo 2.

Com essa finalidade, ensaiou-se um modelo aeroelástico de um edifício de 17 andares no túnel de vento TV-2. Foram feitos ensaios com vento turbulento e com vento uniforme, para diferentes ângulos de incidência.

No caso de vento turbulento, registraram-se os sinais transmitidos por acelerômetros colocados em três níveis do modelo. O processamento de tais registros permitiu obter os espectros de acelerações para diferentes ângulos de incidência e, para um ângulo de incidência de zero grau, obteve-se a variância das acelerações por integração numérica do espectro. Este valor foi comparado com o obtido com o procedimento teórico.

Os ensaios com vento uniforme foram feitos para posteriores estudos sobre a resposta lateral, portanto, não foram analisados já que este tema escapa aos propósitos do presente trabalho.

## 6.1 - Material, dimensões e fabricação do modelo

### a) Material do modelo

Na execução do modelo foi empregada uma resina e poxy de alta viscosidade com material de enchimento cuja massa específica medida foi de  $2,69 \text{ g/cm}^3$ .

O módulo de elasticidade dinâmico e a razão de amortecimento crítico do material, correspondente ao primeiro modo de vibração, foram determinados por ensaios a flexão de duas vigas de secção retangular com largura  $b = 2,5 \text{ cm}$  e espessura de  $0,27$  e  $0,105 \text{ cm}$ , respectivamente. As vigas com  $15 \text{ cm}$  de comprimento, foram engastadas num extremo, permanecendo livres no outro. Ensaios de vibração livre permitiram obter os resultados indicados nas Figuras 6.1.1 e 6.1.2 para diferentes temperaturas.

Fizeram-se também ensaios sobre corpos de prova cilíndricos de  $9,0 \text{ cm}$  de altura com um diâmetro de  $4,4 \text{ cm}$  para determinar sua resistência a compressão, resultando ser esta de  $830 \text{ kgf/cm}^2$ .

Num ensaio estático sobre uma viga em balanço de  $15 \text{ cm}$  de comprimento,  $2,5 \text{ cm}$  de largura e  $0,27 \text{ cm}$  de espessura, mediram-se as deformações específicas nas direções longitudinal e transversal nas proximidades do engaste, obtendo-se, assim, o coeficiente de Poisson que resultou ser igual a  $0,3$ .

### b) Dimensões do modelo

Nas Figuras 6.1.3 e 6.1.4 estão dadas as dimensões principais do modelo, enquanto que na Tabela 6.1.1 indica-se as dimensões dos elementos estruturais, correspondente a uma escala geométrica de  $1:125$ . A relação de la-

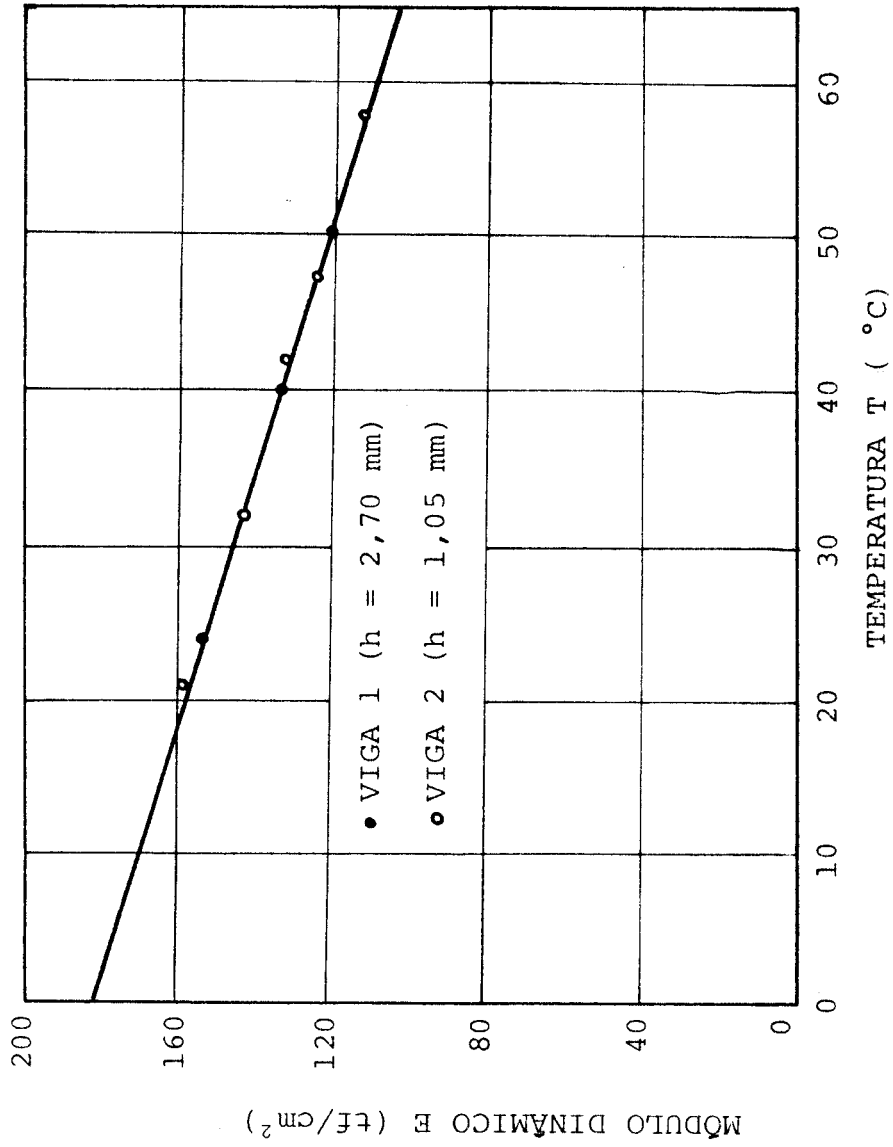


Fig. 6.1.1.3 - Variação do módulo dinâmico com a temperatura

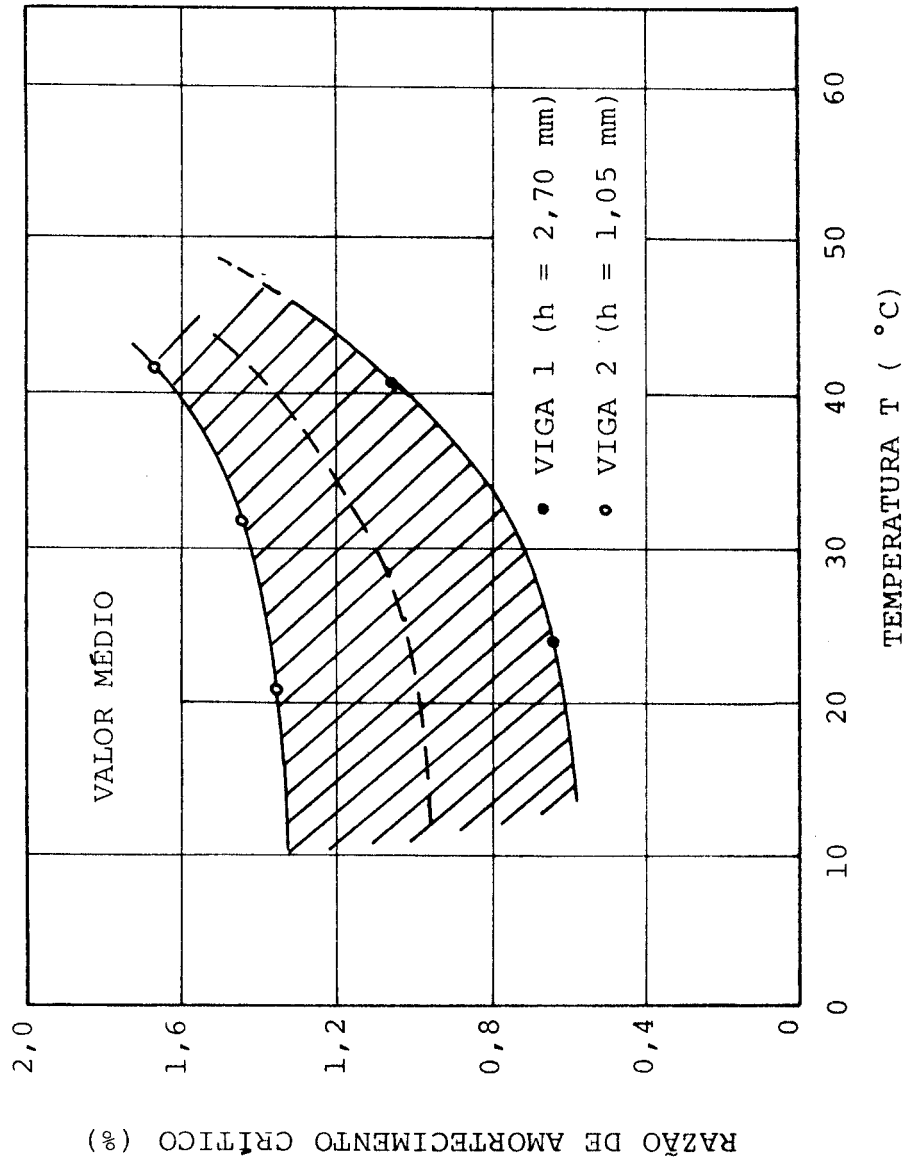


Fig. 6.1.1.4 - Variação da razão de amortecimento crítico com a temperatura

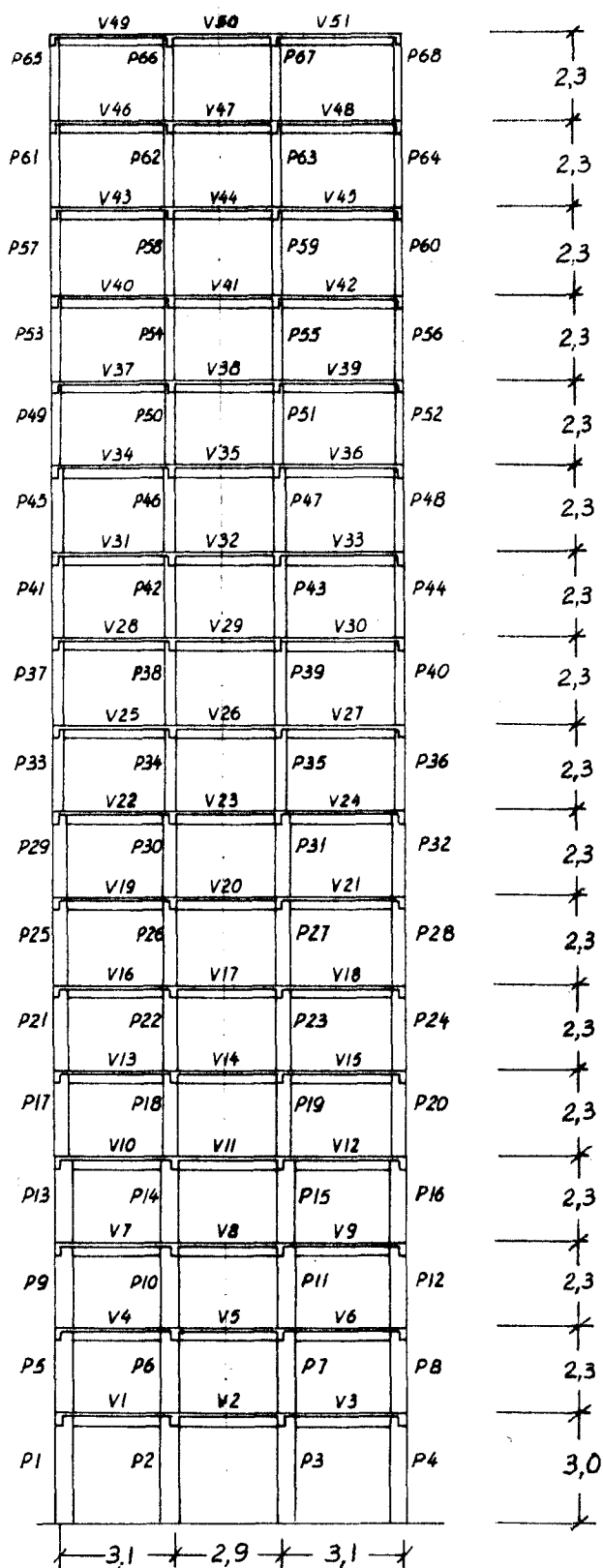


Fig. 6.1.3 - Dimensões principais do modelo em cm



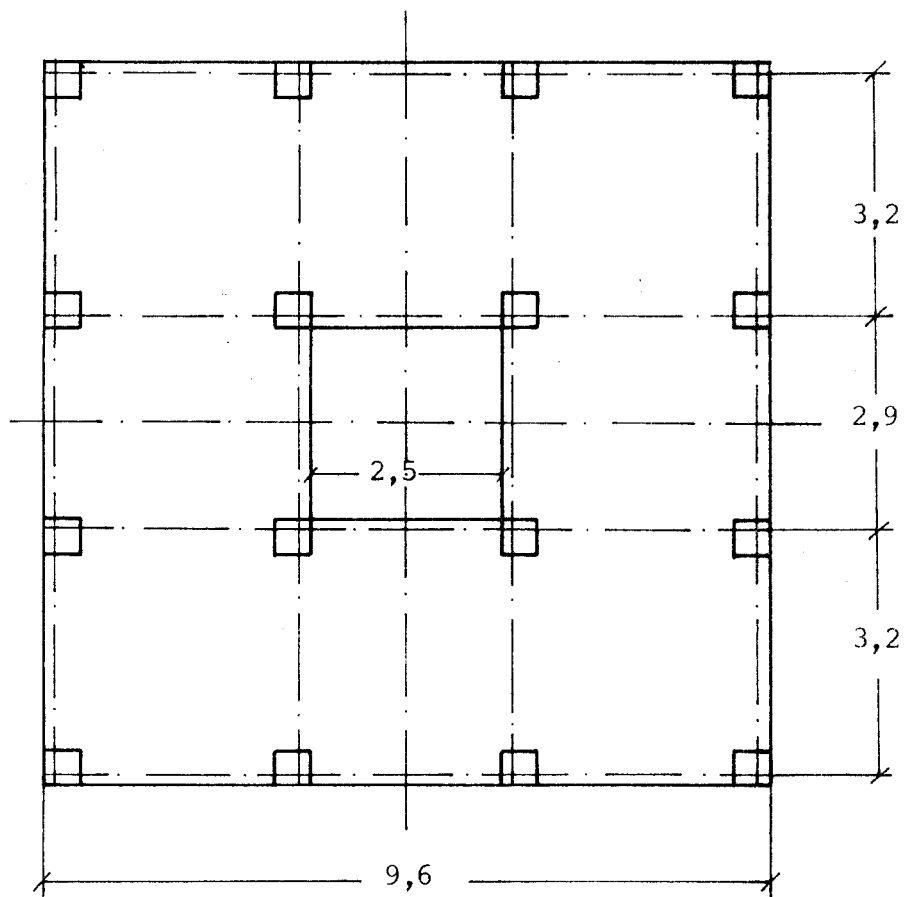


Fig. 6.1.4 - Dimensões em planta do modelo em cm

dos x altura  $\bar{e}$  de aproximadamente  $1 \times 1 \times 4$ .

### c) Fabricação do modelo

As lajes e vigas foram construídas monoliticamente, enquanto que os pilares fabricaram-se em separado.

Para a construção das lajes foram preparadas formas, sobre as quais aplicou-se um produto separador que tem como finalidade formar uma fina película, evitando dessa maneira que o material a ser modelado fique colado após o endurecimento, facilitando a posterior desformagem.

As formas para a construção dos pilares foram feitas de pequenas placas de alumínio, com largura igual à altura dos pilares, e com ranhuras transversais de igual secção às dos pilares.

Uma vez construídos os pilares e as lajes procedeu-se a colagem dos pilares nas vigas com cola araldite de endurecimento rápido. Na Fig. 6.1.5 vê-se um detalhe dos cinco últimos andares do modelo, enquanto que na Fig. 6.1.6 tem-se uma vista do modelo completo já fixado sobre um disco de alumínio. Na última figura nota-se a posição dos acelerômetros, dos quais maiores detalhes serão dados no próximo item.

## 6.2 - Instrumentação do modelo

Colocaram-se três acelerômetros piezoelétricos no 5º, 10º e 16º andares, respectivamente.

O acelerômetro é um transdutor eletromecânico que tem como finalidade transmitir em forma de um sinal elétrico as acelerações de um objeto qualquer. O responsã-

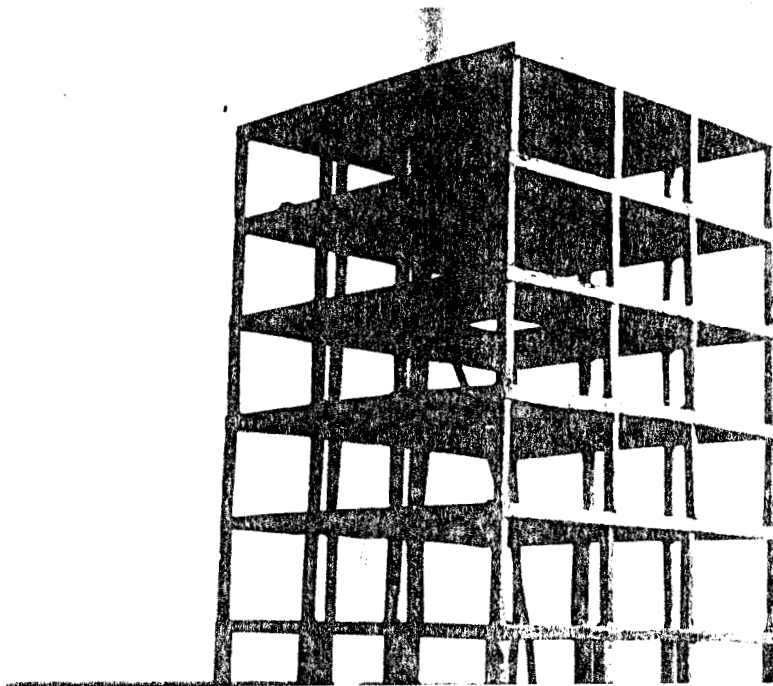


Fig. 6.1.5 - Detalhe dos últimos 5 andares

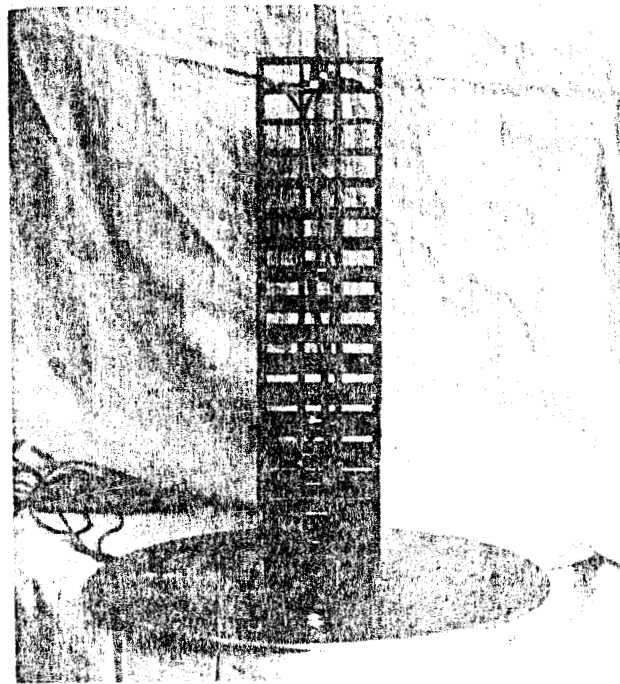


Fig. 6.1.6 - Vista do modelo montado sobre o disco de alumínio

Descrição	Modelo	Protótipo
Pilares P1 a P4 altura secção	29,5 mm <sup>2</sup> 4,8 x 4,8 mm	3,7 m <sup>2</sup> 0,6 x 0,6 m
Pilares P5 a P16 altura secção	23,5 mm <sup>2</sup> 4,8 x 4,8 mm	2,9 m <sup>2</sup> 0,6 x 0,6 m
Pilares P17 a P32 altura secção	23,5 mm <sup>2</sup> 4,0 x 4,0 mm	2,9 m <sup>2</sup> 0,5 x 0,5 m
Pilares P33 a P48 altura secção	23,5 mm <sup>2</sup> 3,2 x 3,2 mm	2,9 m <sup>2</sup> 0,4 x 0,4 m
Pilares P49 a P68 altura secção	23,5 mm <sup>2</sup> 2,4 x 2,4 mm	2,9 m <sup>2</sup> 0,3 x 0,3 m
Vigas V1 a V3 altura largura	3,2 mm 2,0 mm	0,4 m 0,25 m
Vigas V4 até V51 altura largura	3,0 mm 1,6 mm	0,37 m 0,20 m
Lajes do 1º andar espessura	1,0 mm	0,125 m
Lajes dos restantes andares espessura	0,8 mm	0,100 m

Tabela 6.1.1 - Dimensões de modelo e protótipo

vel pela transformação da aceleração num sinal elétrico é o disco piezoelétrico.

Um material piezoelétrico é um não-condutor que tem a propriedade de gerar uma carga elétrica quando submetido a um estado de tensão. Um croquis de um acelerômetro piezoelétrico está ilustrado em forma simplificada na Fig. 6.2.1.

Quando um acelerômetro deste tipo é montado num corpo, o movimento do corpo causa uma reação inercial sobre a massa presa no topo do disco piezoelétrico.

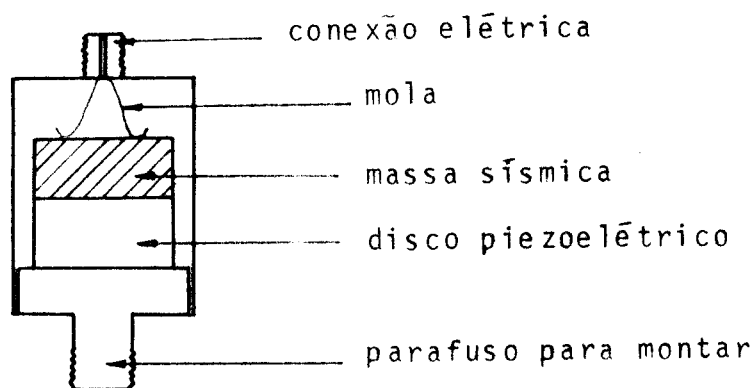


Fig. 6.2.1 - Esquema simplificado de um acelerômetro

A força requerida para acelerar esta massa é  $F = m a$ , onde  $m$  é a massa (chamada massa sísmica) e  $a$  é a sua aceleração. Esta força atua sobre o disco piezoelétrico e produz uma carga  $Q$  entre as duas faces do disco:

$$Q \propto F = m a \quad (6.3.1)$$

$$\therefore Q \propto a \quad (6.3.2)$$

sendo esta carga então proporcional à aceleração da massa sísmica.

A sensibilidade de um transdutor deste tipo está dada pela relação entre a saída elétrica e a entrada mecânica, sendo que para os acelerômetros pode ser em mVolt/g ou picocoulomb/g, sendo g a aceleração da gravidade.

A posição, tipo e sensibilidade dos acelerômetros usados estão dadas no quadro 6.2.1.

Os acelerômetros colocados no quinto e décimo andar são unidirecionais. Na Fig. 6.2.2 mostra-se um detalhe da forma em que eles foram fixados.

Acelerômetros	Sensibilidade	Posição
Brüel & Kjaer Tipo 4340	x 26,0 pc/g y 25,6 pc/g	16º andar
Brüel & Kjaer Tipo 4339	11,21 pc/g	10º andar
Brüel & Kjaer Tipo 4339	11,52 pc/g	5º andar

Quadro 6.2.1

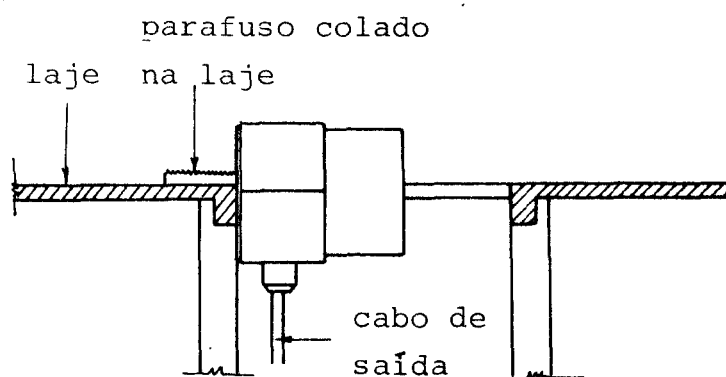


Fig. 6.2.2 - Detalhe de fixação dos acelerômetros do 5º e 10º andar

Na Fig. 6.2.3 a e b mostra-se detalhes de fixação do acelerômetro do 16º andar o qual é tridirecional, havendo-se conectado sô nas duas direções contidas no plano da laje.

Finalmente recobriu-se externamente todo o modelo com fita durex, simulando desta maneira as suas vedações externas. Na Figura 6.2.4 mostra-se o modelo completo em duas posições diferentes.

### 6.3 - Características dinâmicas do modelo

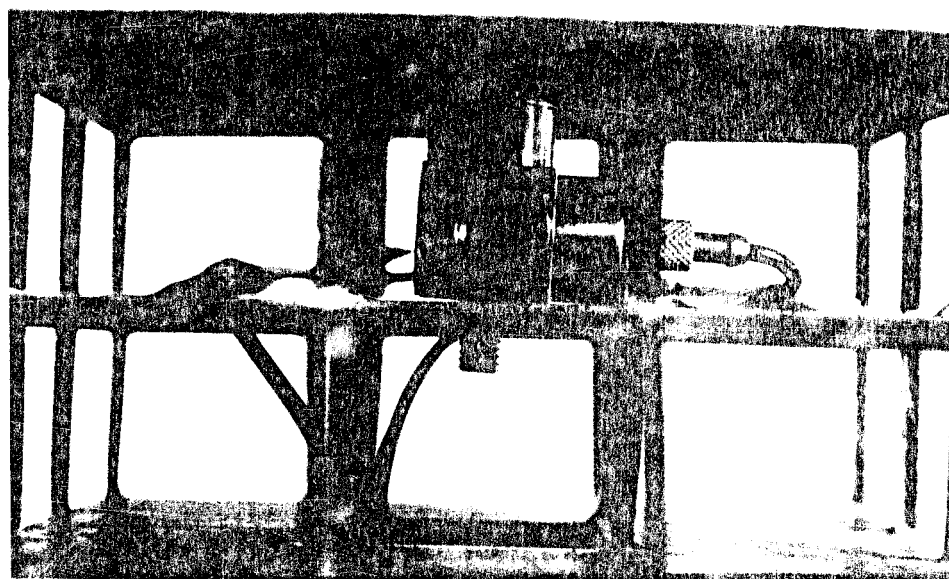
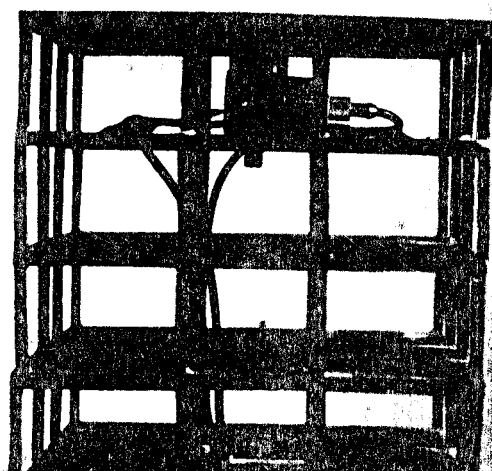
A determinação experimental das características dinâmicas do modelo foi feita através de um ensaio de vibração livre. Com essa finalidade o modelo foi fixado numa mesa suficientemente rígida, simulando assim o engastamento do edifício no terreno.

O instrumental utilizado neste ensaio foi:

- 2 amplificadores Acondicionadores Brüel & Kjaer tipo 2626 - Fator de ganho de 0,001 a 10 Volt/g
- 1 osciloscópio de 4 canais, Tektronix, com armazenamento de sinal.

A Fig. 6.3.1 mostra um esquema da montagem experimental.

A fim de provocar as vibrações no modelo, deslocava-se o último andar aplicando-se uma força sobre este, em seguida retirava-se bruscamente esta força deixando o modelo vibrar livremente, procedendo-se nesse momento a gravação do sinal transmitido pelos acelerômetros na tela do osciloscópio.



Figs. 6.2.3 (a) e (b) - Detalhes de fixação  
do acelerômetro do 16º andar



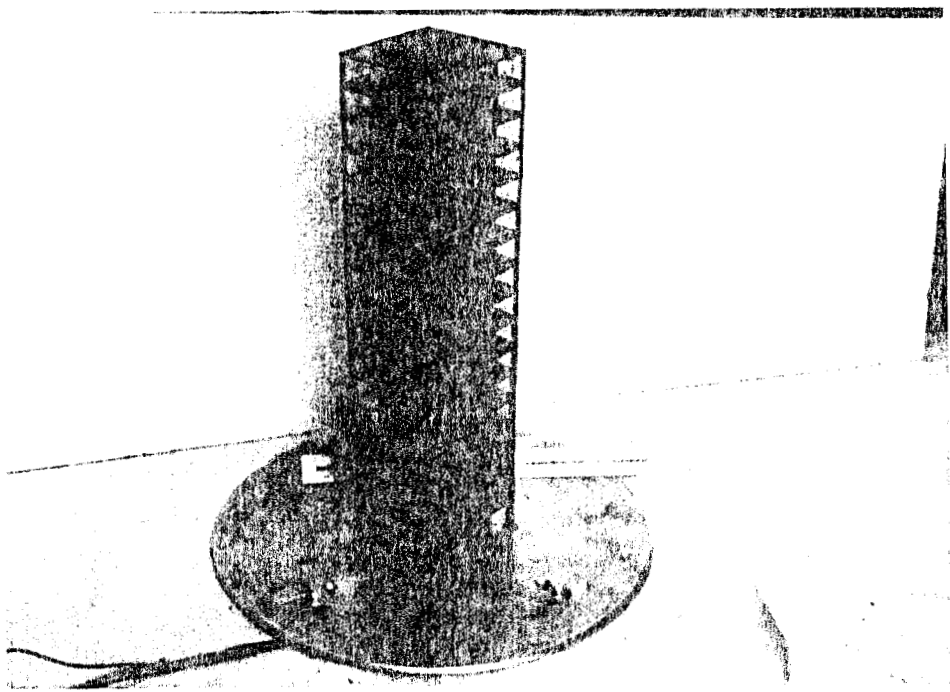
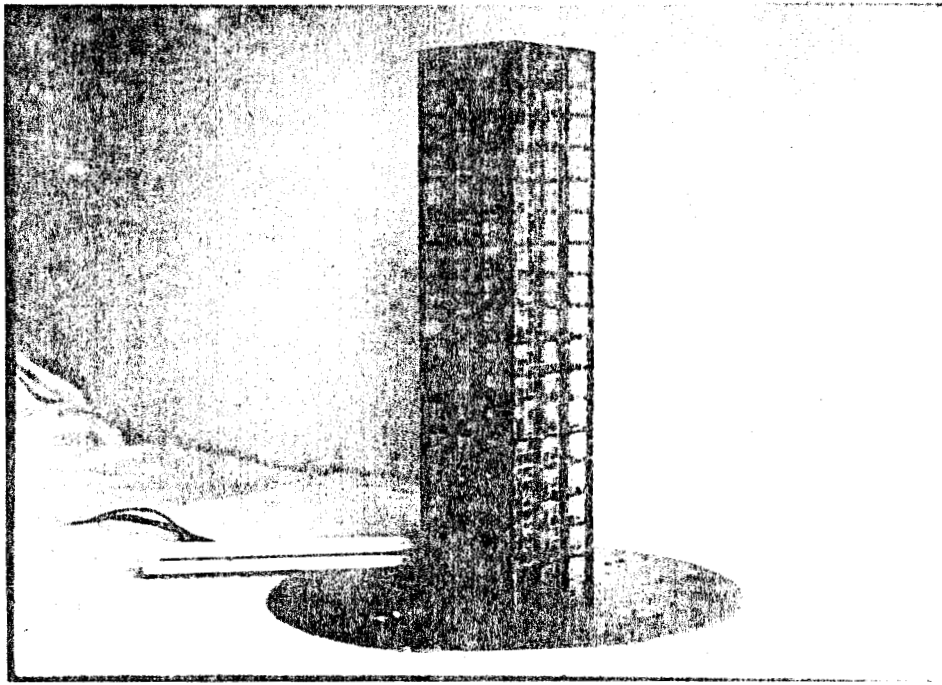


Fig. 6.2.4 - Duas vistas diferentes do modelo completo

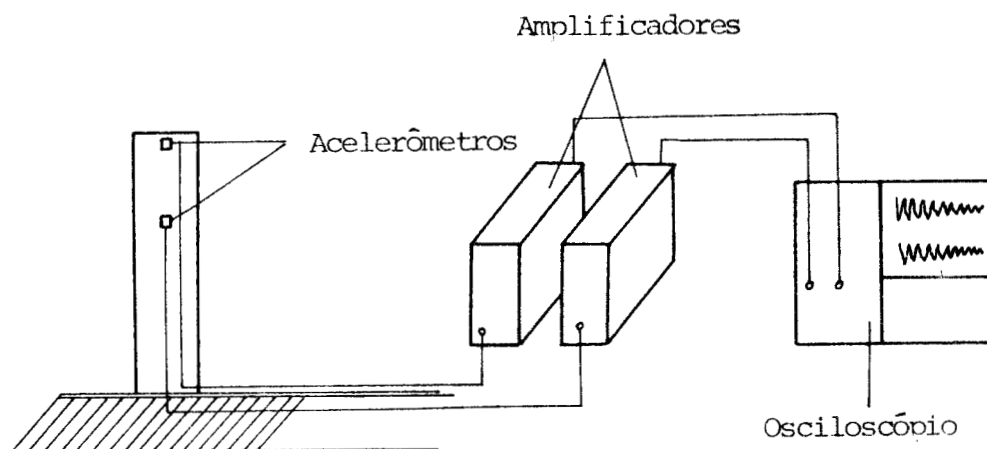


Fig. 6.3.1 - Montagem experimental para ensaio de vibração livre

Media-se, então, no sinal gravado a amplitude correspondente a um instante  $t$  e outro  $t + 10 T$ . Conhecendo a velocidade de registro do osciloscópio calcula-se a frequência natural do primeiro modo de vibração. A comparação das amplitudes dos sinais correspondentes a dois acelerômetros num mesmo instante permite obter de forma aproximada o modo fundamental. A razão de amortecimento crítico obteve-se através da relação:

$$2 \pi \zeta = \ln \frac{x(t)}{x(t+nT)}$$

Este procedimento foi repetido em dez oportunidades, calculando-se um valor médio dos parâmetros a determinar.

Por sua vez, determinaram-se frequências e modos teóricos de vibração através de análise dinâmica fazendo uso da linguagem orientada LORANE-DINA. Os resultados teó-

ricos e experimentais aparecem no quadro 6.3.1, enquanto que na Fig. 6.3.2 podem-se ver as formas nodais.

Freq. em Hz calculada	Freq. em Hz medida em modelo sem vedações	Freq. em Hz medida em modelo com vedações	Razão do amort. crítico medido para ambos os casos
$f_1 = 44 \text{ Hz}$	$f_1 = 37,28 \text{ Hz}$	$f_1 = 47,6 \text{ Hz}$	$\zeta = 0,0125$

Quadro 6.3.1

#### 6.4 - Características do vento simulado

A turbulência no túnel de vento foi gerado mediante a interposição de uma grelha de malha quadrada na seção de entrada da câmara de ensaio, cujas dimensões estão dadas na Fig. 6.4.1.

Em todo o comprimento do piso da câmara de ensaio foram colocados painéis contendo cubos de 40 x 40 x 40 mm, simulando a rugosidade do terreno.

Os espectros de potência, da componente longitudinal da velocidade, para três alturas diferentes, medidos por Blessmann, aparecem nas Figs. 6.4.2, 6.4.3 e 6.4.4.

Faz-se notar que estes espectros correspondem ao caso de se dispor somente de grelha, sem os cubos, porém, sabe-se que os cubos sã contribuem na geração de turbulência a baixa altura, sendo responsáveis fundamentalmente da formação do perfil de velocidades, portanto, o espectro as sim obtido pode ser considerado como satisfatório para os

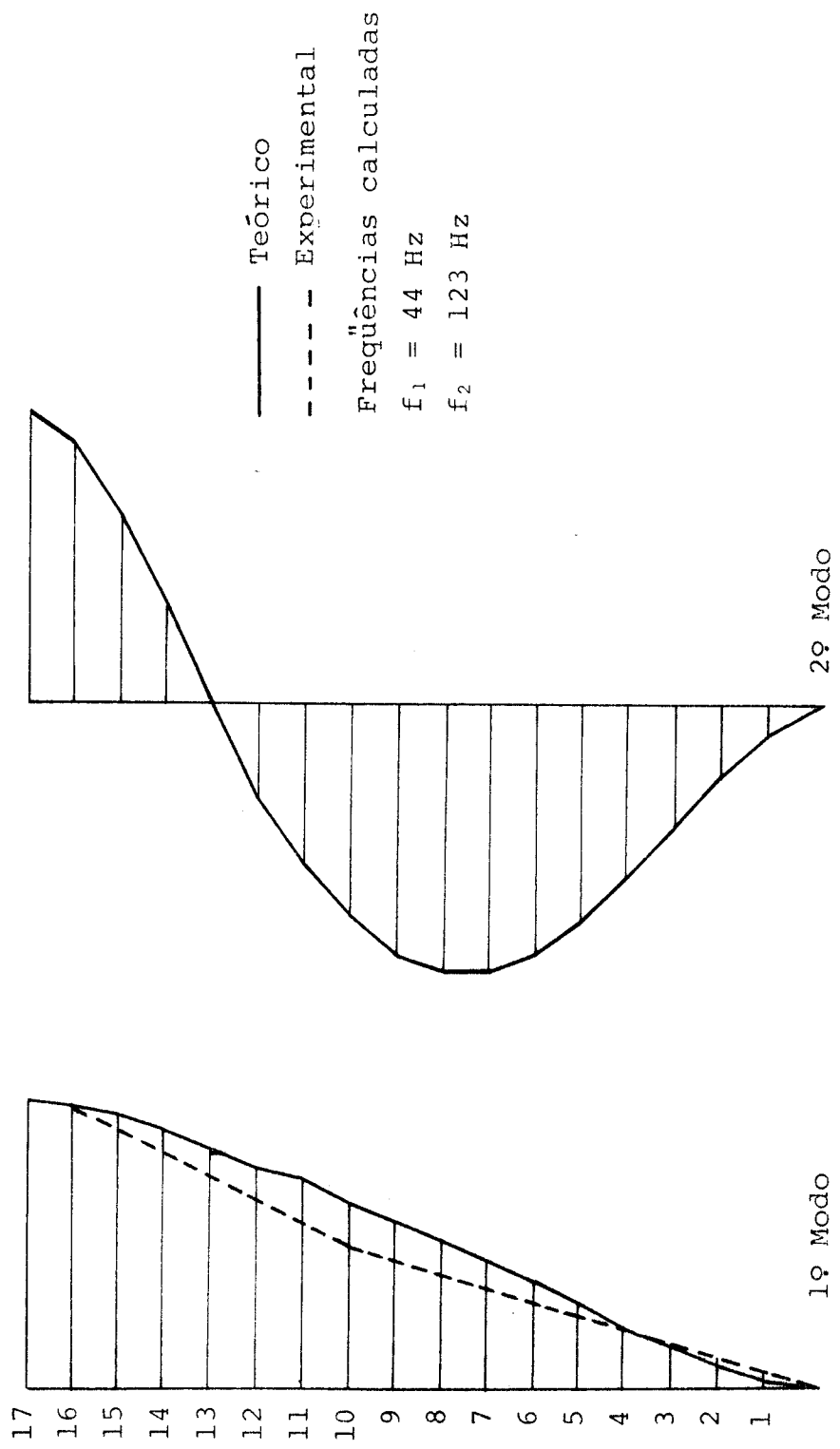


Fig. 6.3.2 - Modos de vibração do modelo

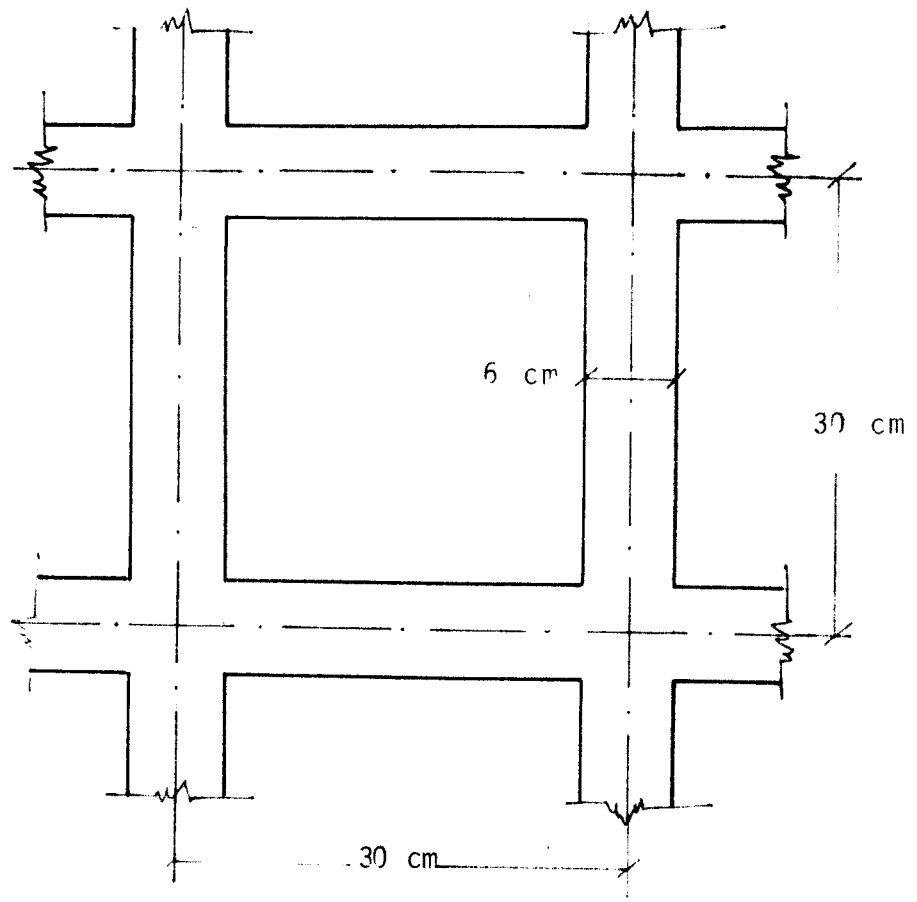


Fig. 6.4.1 - Dimensões da grelha para gerar turbulência no túnel

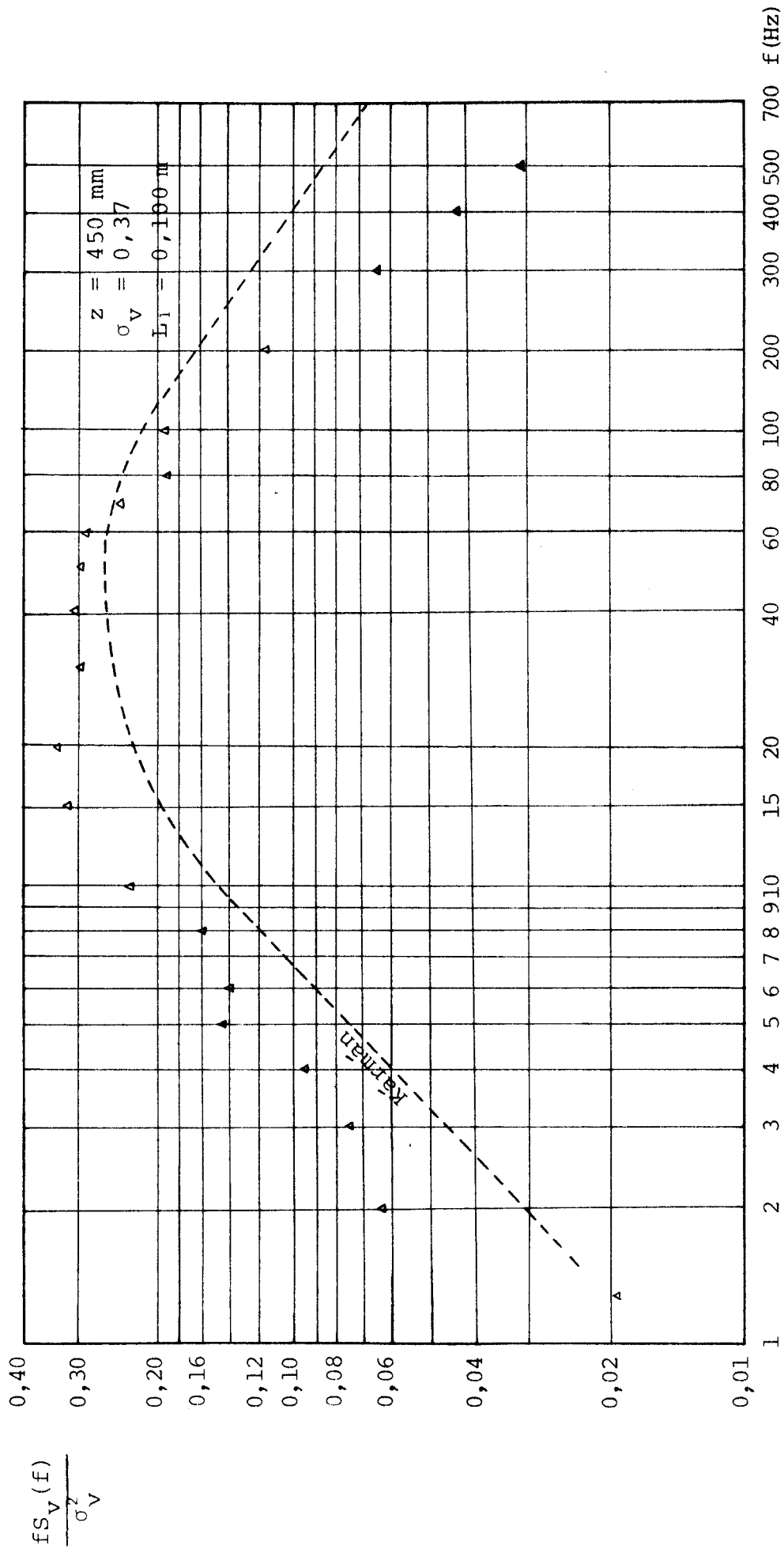


Fig. 6.4.2 - Espectro de potência da componente longitudinal da velocidade medido no túnel

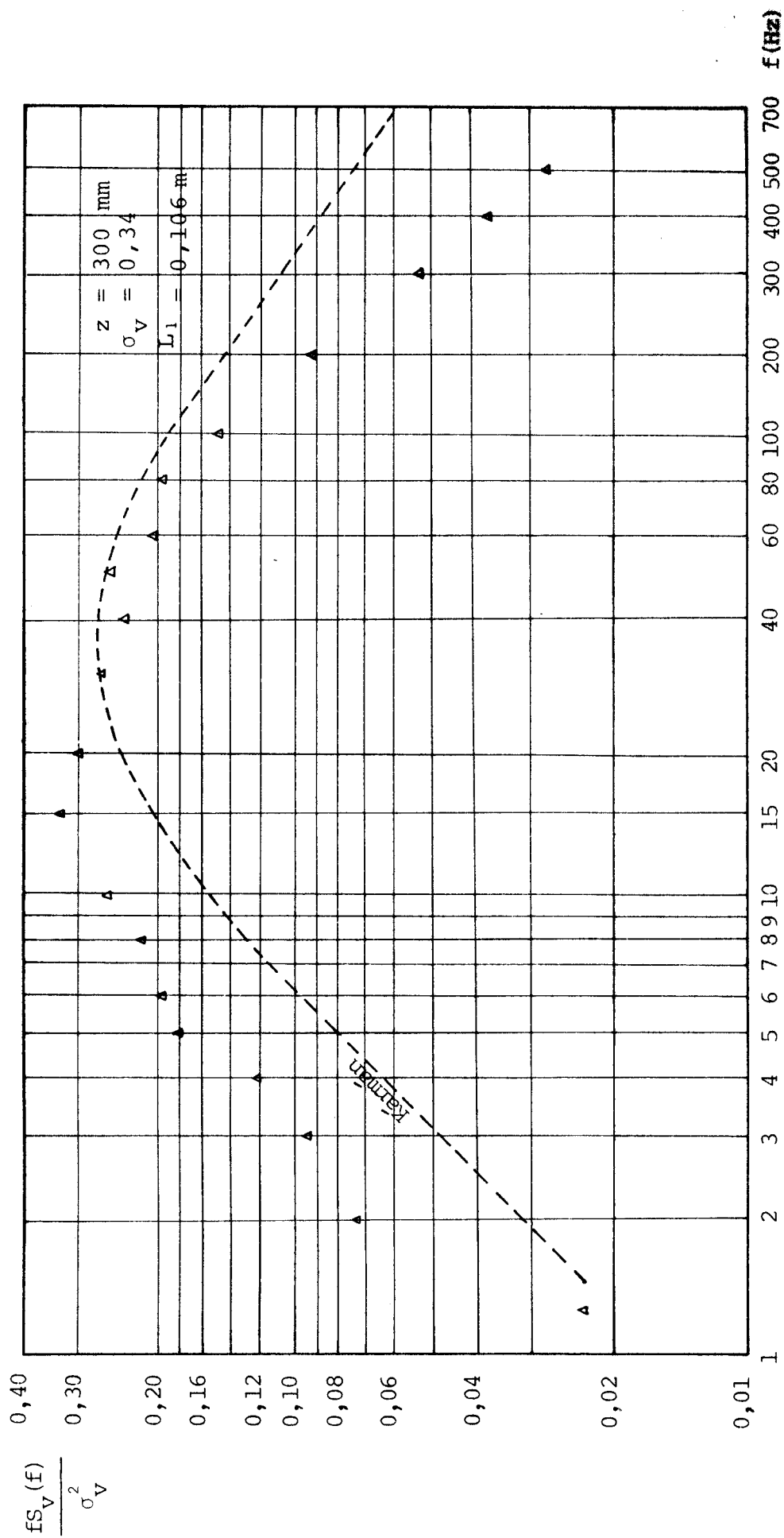


Fig. 6.4.3 - Espectro de potência da componente longitudinal da velocidade medido no túnel

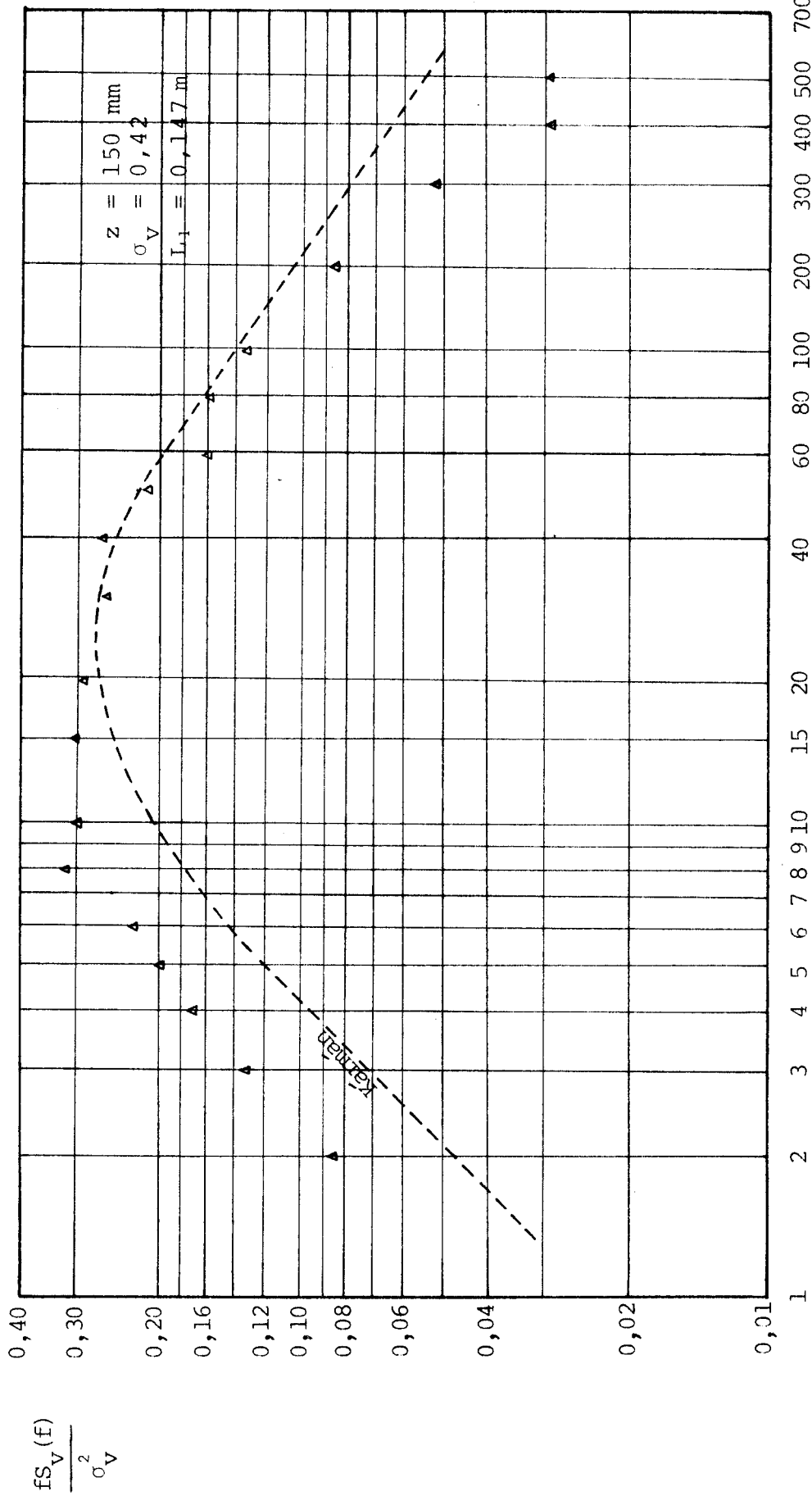


Fig. 6.4.4 - Espectro de potência de componente longitudinal da velocidade medido no túnel



fins da análise do modelo, sem cometer grandes erros.

Na Fig. 6.4.5 tem-se o perfil de velocidades médias para o conjunto grelha-cubos.

## 6.5 - Obtenção do espectro de acelerações

O procedimento para a obtenção do espectro de acelerações pode ser dividido em duas fases principais:

- a) obtenção e armazenamento dos sinais correspondentes às vibrações longitudinais, no túnel;
- b) processamento destes sinais armazenados; análise da distribuição em frequência do sinal (densidade espectral) e determinação do valor R.M.S. das acelerações flutuantes.

Fase a -

O instrumental utilizado na primeira fase consistiu de:

- . 2 Amplificadores Acondicionadores Brüel & Kjaer tipo 2626 - Fator de ganho de 0,001 a 10 Volt/g;
- . um gravador de fita magnética de 4 canais, Hewlett Packard, modelo 3960;
- . um osciloscópio de dois canais, Hewlett Packard, modelo 1220 A;
- . termômetro;
- . barômetro;
- . manômetro a água tipo Betz.

Um esquema da montagem experimental está representada na Fig. 6.5.1.

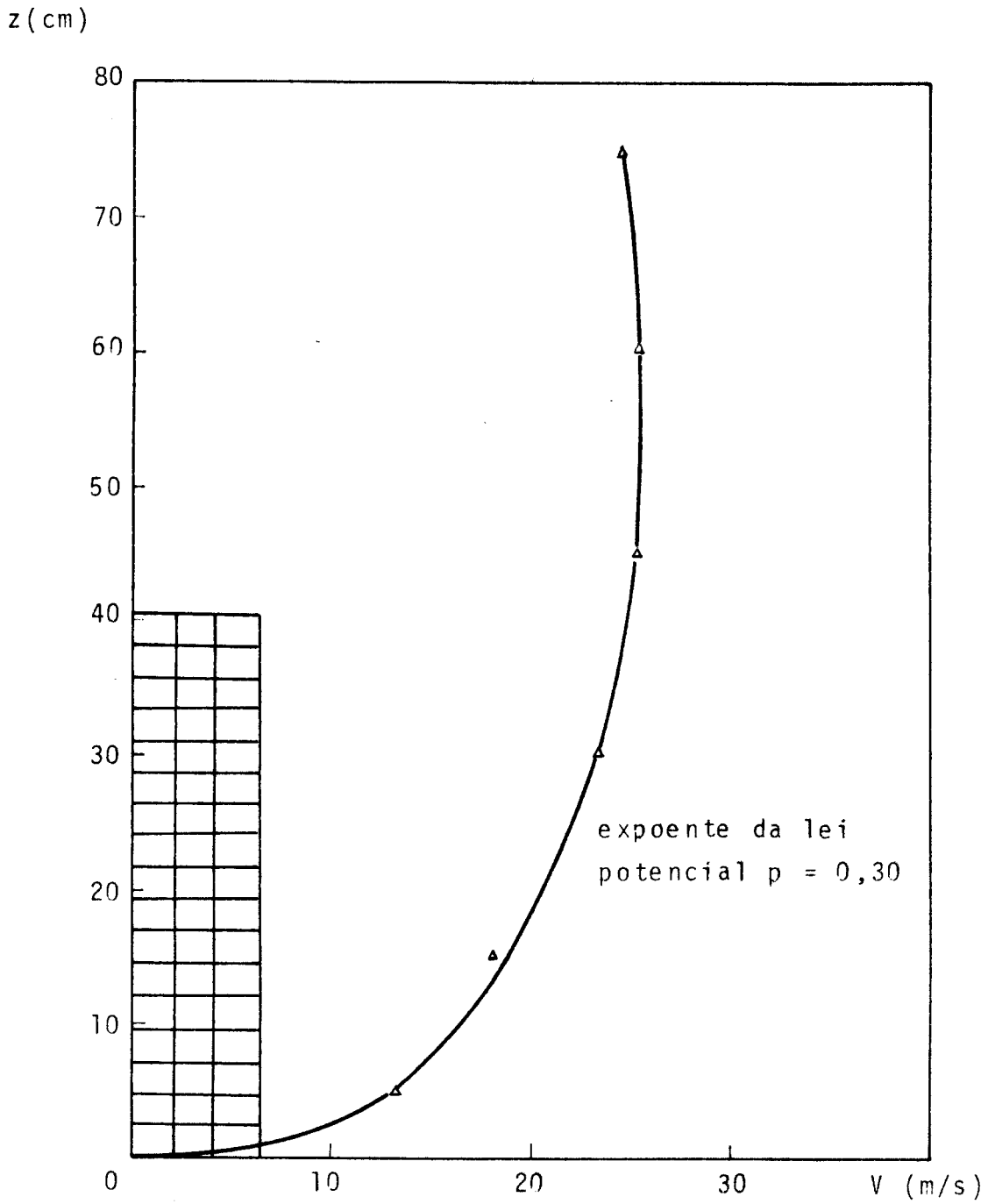


Fig. 6.5.4 - Perfil de velocidades médias para o vento simulado

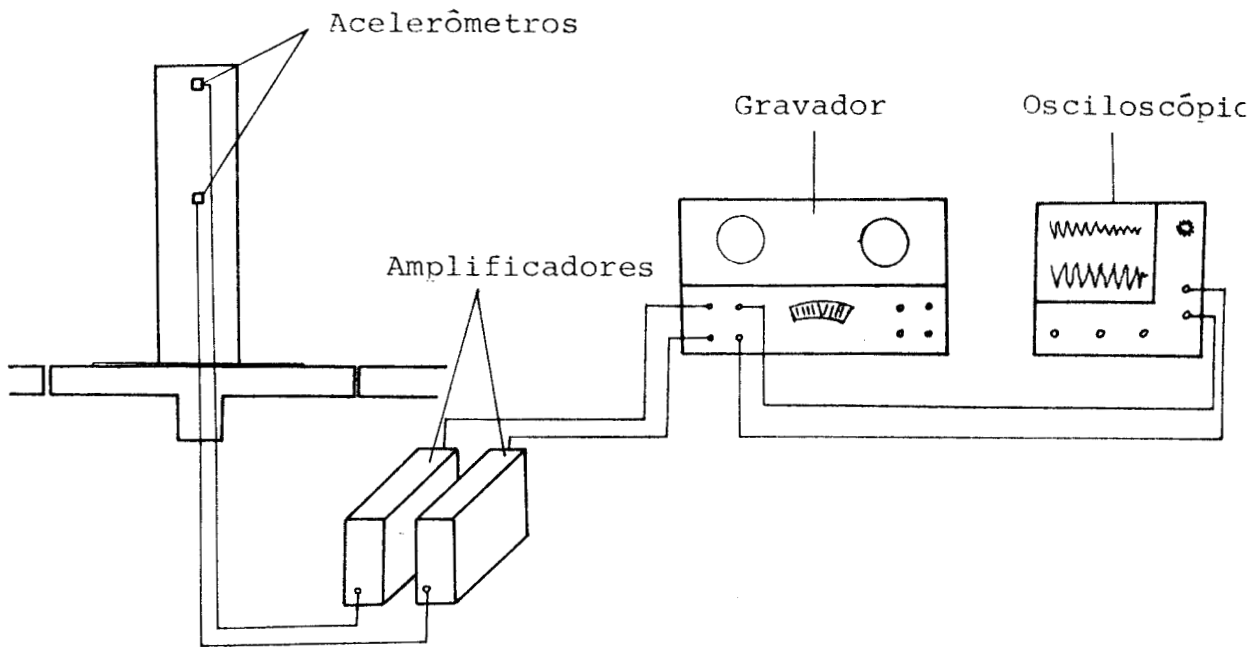


Fig. 6.5.1 - Representação esquemática da montagem experimental

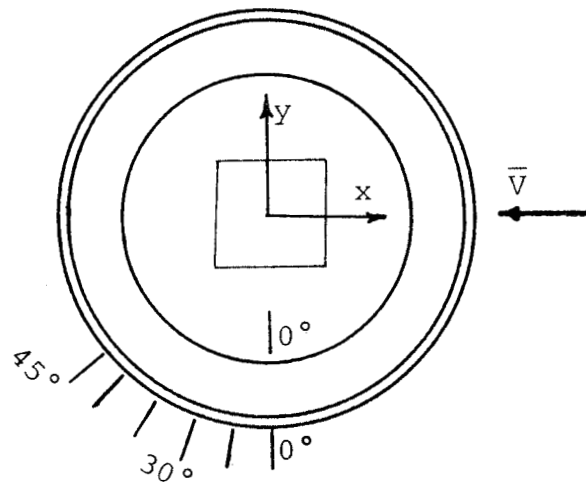


Fig. 6.5.2 - Orientação do modelo no túnel

O modelo foi fixado num disco giratório de aço sobre a mesa MII, sem que exista contato do disco com o piso do túnel para evitar a transmissão das vibrações próprias do mesmo.

O ganho dos amplificadores foi fixado em  $1 \frac{\text{Volt}}{\text{g}}$ , sendo que o gravador foi calibrado de tal maneira de ter-se uma relação de entrada/saída ( $\sigma_i/\sigma_0$ ) igual a  $1,414 \text{ Volt}/2,5 \text{ Volt}$ .

A pressão dinâmica do ensaio foi de  $15 \text{ kgf/m}^2$ , gravando-se os sinais correspondentes para ângulos de incidência de  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $45^\circ$ . As gravações foram feitas com a menor velocidade permitida pelo gravador ( $3\frac{3}{4}$ ), durante um período de cerca de 3 minutos.

No manômetro lia-se a pressão diferencial  $\Delta p_a$  correspondente aos anéis piezométricos existentes no convergente do túnel, a qual deve ser afetada por um coeficiente  $k$  a fim de obter-se a pressão dinâmica  $q_0$  correspondente à posição do modelo:

$$q_0 = \Delta p_a k$$

O valor de  $k$  para a mesa MII com a grelha e cubos é 1,2.

#### Fase b - Processamento dos sinais armazenados

Uma vez armazenados os sinais, passou-se a análise dos mesmos. Empregou-se para tanto a seguinte aparelhagem:

- . um gravador de fita magnética de 4 canais FM, Hewlett Packard, modelo 3960;

- . um medidor HP 5300 A com um contador universal HP 53002 A - 50 MHz, que permite medir frequência, períodos, períodos médios e intervalos de tempo;
- . um voltímetro R.M.S., DISA, modelo 55 D 35 com uma faixa de leituras de 1 mV até 300 V;
- . um analisador de ondas, Hewlett Packard modelo 302 A com uma faixa de frequências de 20 Hz até 50 KHz e uma faixa de amplitude de 30  $\mu$ V até 300 V.

O espectro de potência indica a contribuição, para a variância total, da energia contida nas diversas frequências, e pode ser obtido empregando a aparelhagem indicada no esquema da Fig. 6.5.3, cujas diversas fases correspondem às seguintes operações:

- 1 - Transformação das oscilações em um sinal elétrico através de um transdutor adequado (corresponde a fase a).
- 2 - Filtragem do sinal passando-o por um filtro de faixa estreita, de largura  $\Delta f$ , em torno de uma frequência central  $f_0$ .
- 3 - Elevação ao quadrado dos valores instantâneos do sinal filtrado.
- 4 - Cálculo da média dos valores quadrados durante um período de tempo T.
- 5 - Lançamento num gráfico do valor quadrado médio em função da frequência.

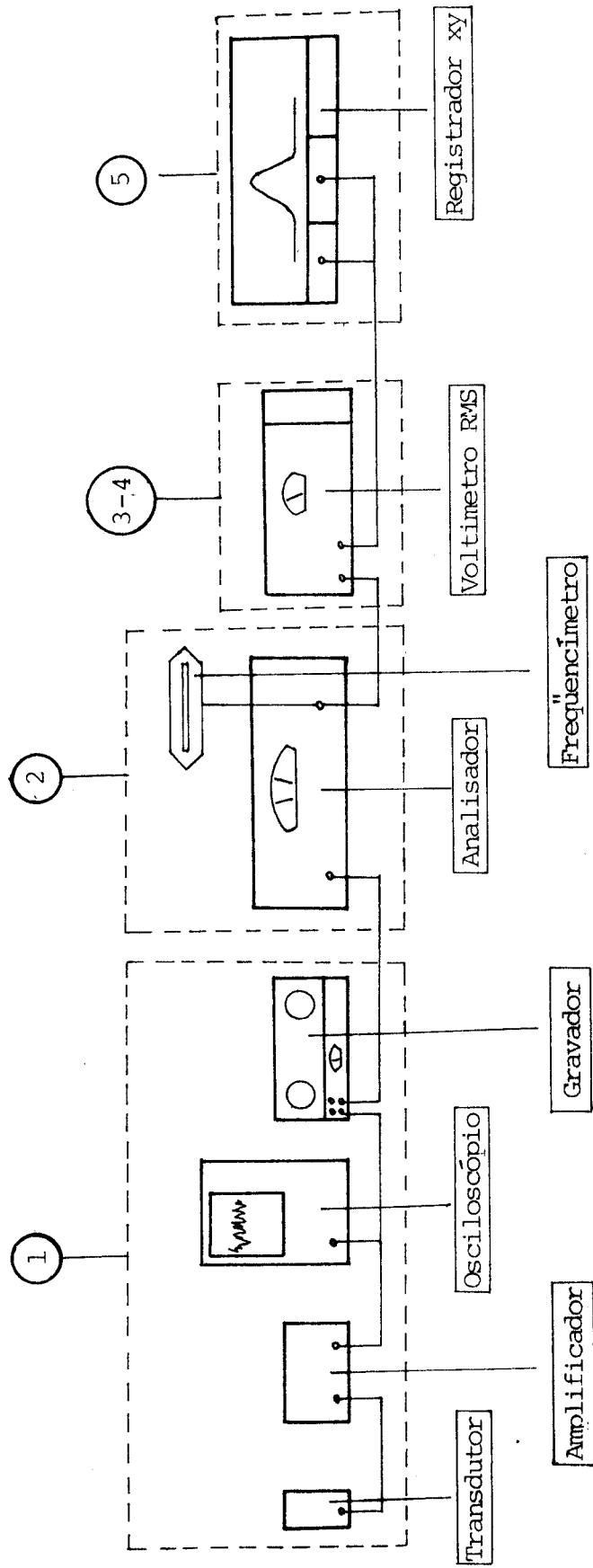


Fig. 6.5.3 - Esquema para a obtenção do espectro de acelerações

O valor quadrado médio para cada frequência deve ser dividido pela largura de faixa  $\Delta f$  para obter a correspondente densidade espectral de potência (vide Apêndice B).

No presente trabalho o procedimento foi ler para cada frequência central  $f_0$  o valor r.m.s. no lugar do valor quadrado médio, portanto, dividiu-se pela raiz quadrada da largura de faixa, e depois elevou-se ao quadrado para obter assim o valor quadrado médio de cada leitura, isto é:

$$\sqrt{\bar{x}^2} = \frac{\sigma}{\sqrt{\Delta f}} \frac{\sigma_i}{\sigma_0} R G \left( \frac{g}{\sqrt{\text{Hz}}} \right)$$

onde :

$\sigma$  = leitura no voltímetro

$\Delta f$  = largura de faixa do filtro do analisador

$\frac{\sigma_i}{\sigma_0}$  = relação adotada na calibração do gravador

$R$  = fator de atenuação que neste caso foi 0.100

$G$  = ganho dos amplificadores

$g$  = aceleração da gravidade

Elevando ao quadrado a última expressão obtêm-se o valor quadrado médio das acelerações para cada frequência central.

Para valores de frequência inferiores a 20 Hz o analisador estava fora de sua faixa de resposta, sendo necessário, nestes casos, reproduzir o registro com uma velocidade superior a da gravação, para a qual a relação de frequências é:

$$f_{v_4} = 4 f_{v_0}$$

onde  $f_{v_4}$  é a frequência no registro reproduzido com uma velocidade 4 vezes maior e  $f_{v_0}$  a frequência na velocidade original. A largura de faixa, em tal caso, fica reduzida a 4a. parte da largura original, e o fator de atenuação foi 0,0316. Nas Figs. 6.5.4 a 6.5.16 mostram-se os espectros de aceleração assim obtidos.

Nota-se que os picos dos espectros correspondem às frequências naturais dos dois primeiros modos de vibração. Os espectros correspondentes ao 16º andar mostram que a contribuição do segundo modo de vibração é importante, enquanto que no caso do 10º e 5º andar é mínima. Modos superiores ao segundo não têm influência alguma sobre o valor total da resposta flutuante.

#### 6.6 - Comparação dos resultados experimentais com os teóricos

Para comparar os resultados experimentais com os teóricos calculou-se o valor r.m.s. das acelerações através do programa ALONGWIND.

Como dados de entrada no programa utilizou-se os correspondentes ao ensaio com ângulo de incidência de zero grau.

Os dados recolhidos do ensaio no túnel são:

Leitura no manômetro Betz	$\Delta p_a = 15 \text{ kgf/m}^2$
Pressão atmosférica	$p_a = 755 \text{ mm Hg}$
Temperatura no túnel	$t = 33^\circ\text{C}$



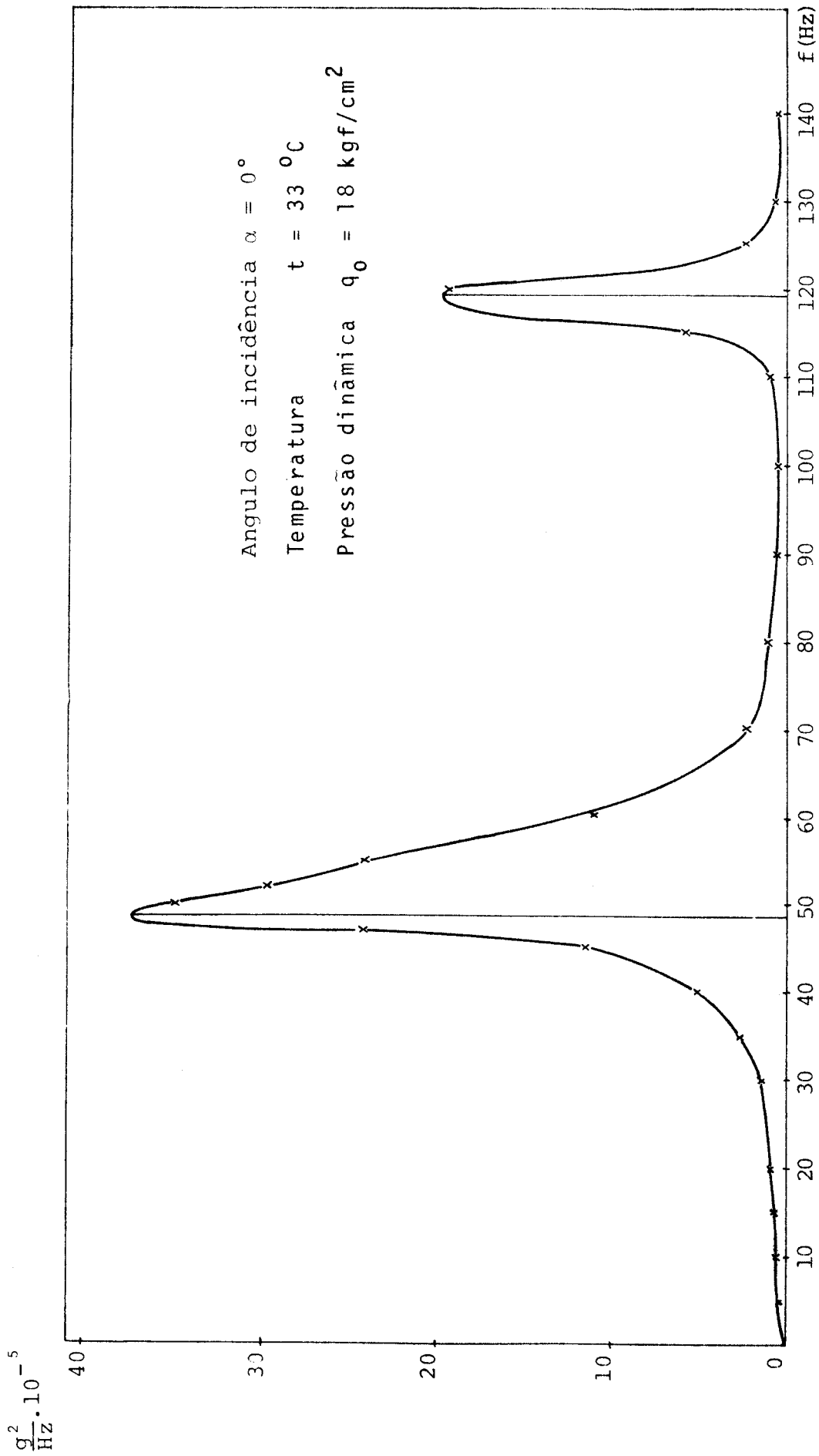


Fig. 6.5.4 - Espectro de acelerações para o 16º andar

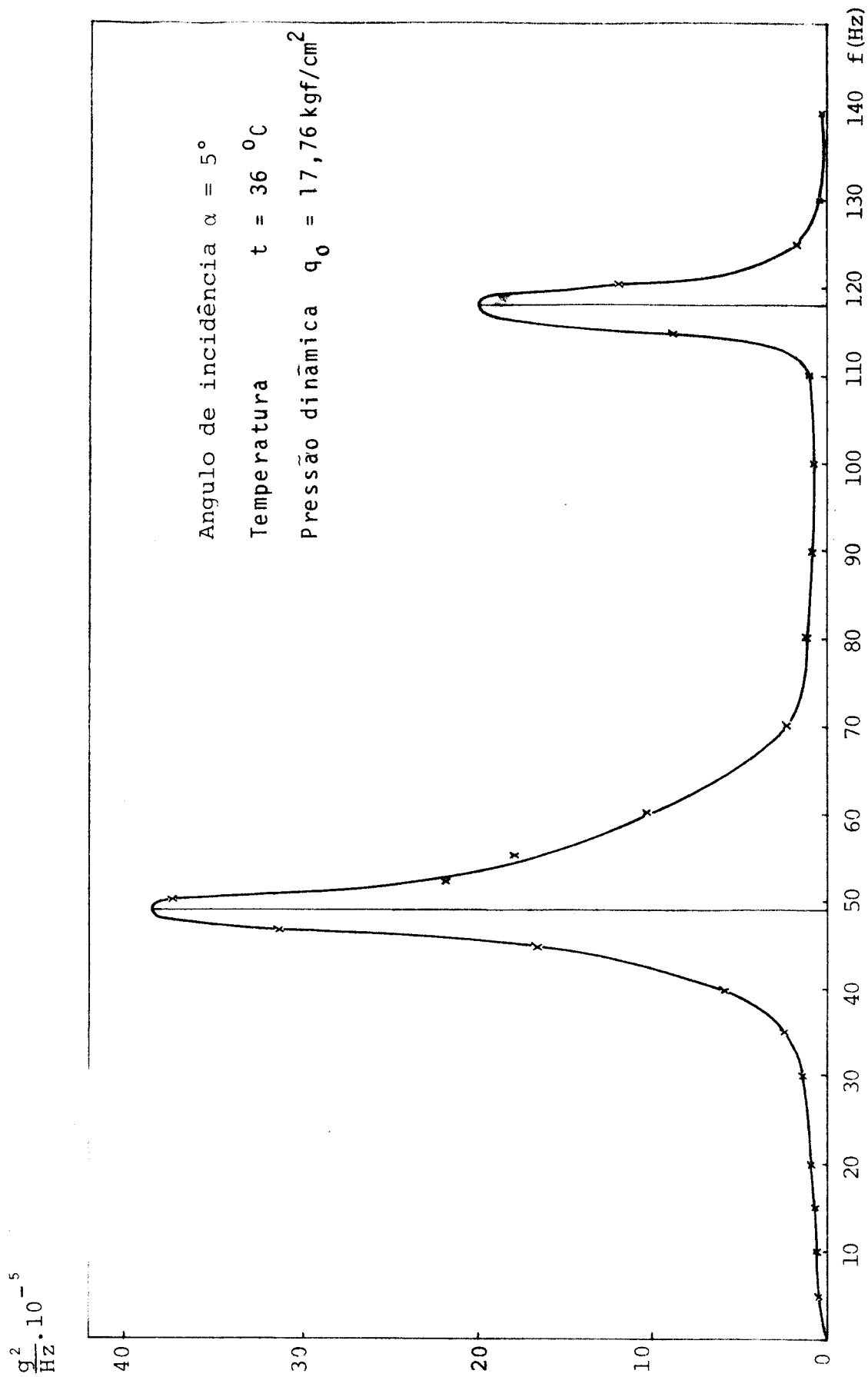


Fig. 6.5.5 - Espectro de acelerações para o 16º andar

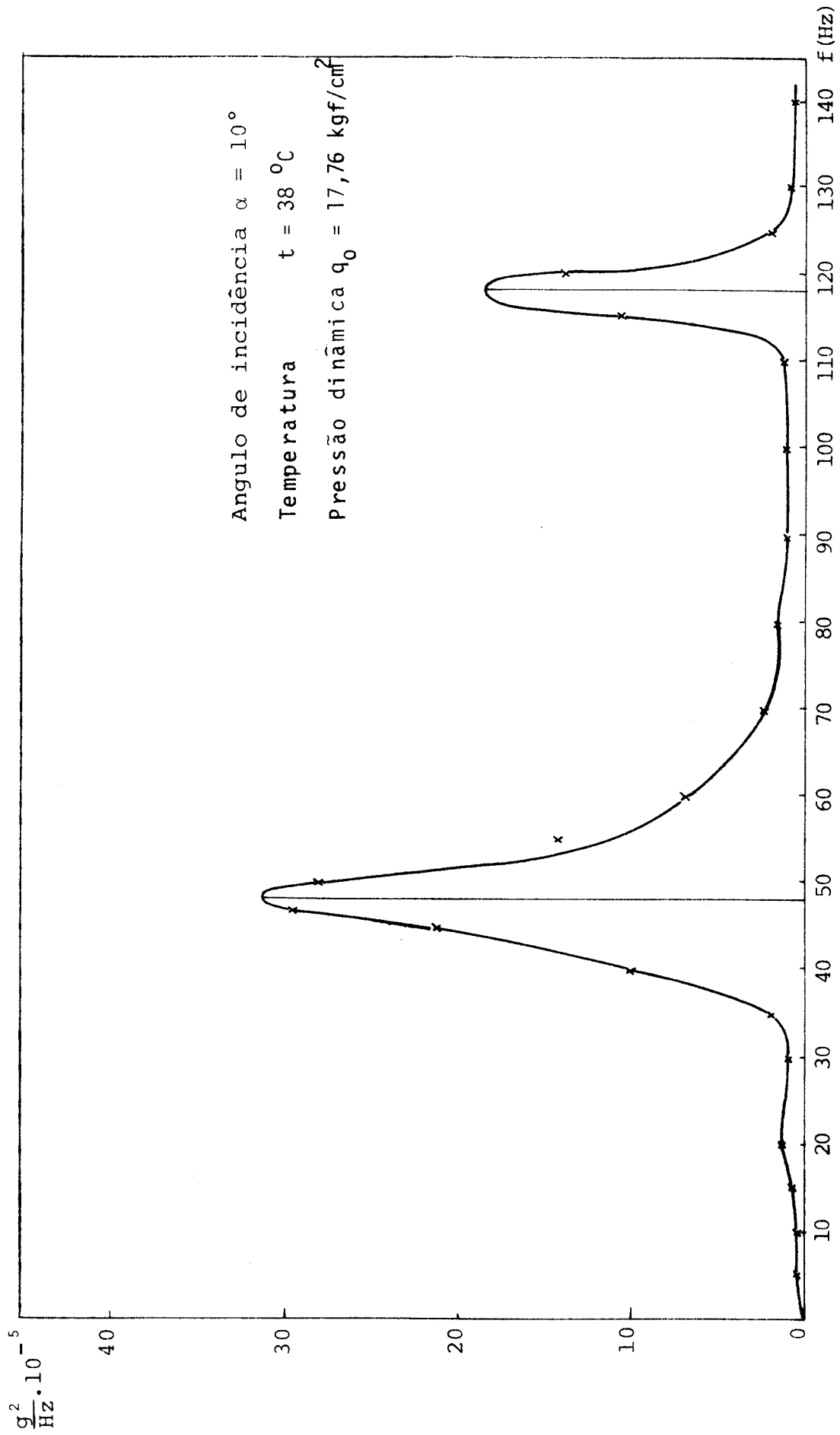


Fig. 6.5.6 - Espectro de acelerações para o 16º andar

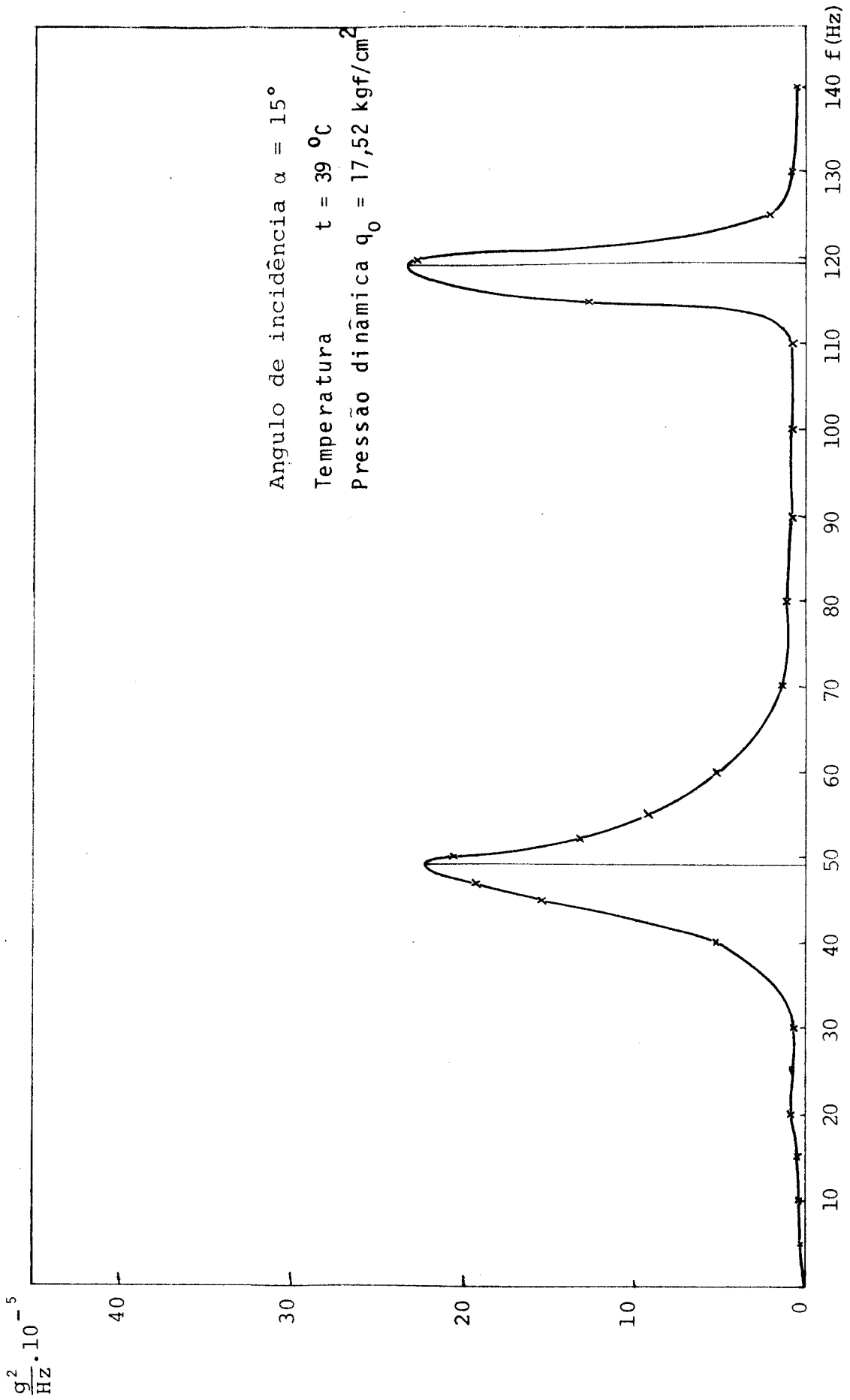


Fig. 6.5.7 - Espectro de acelerações para o 16º andar

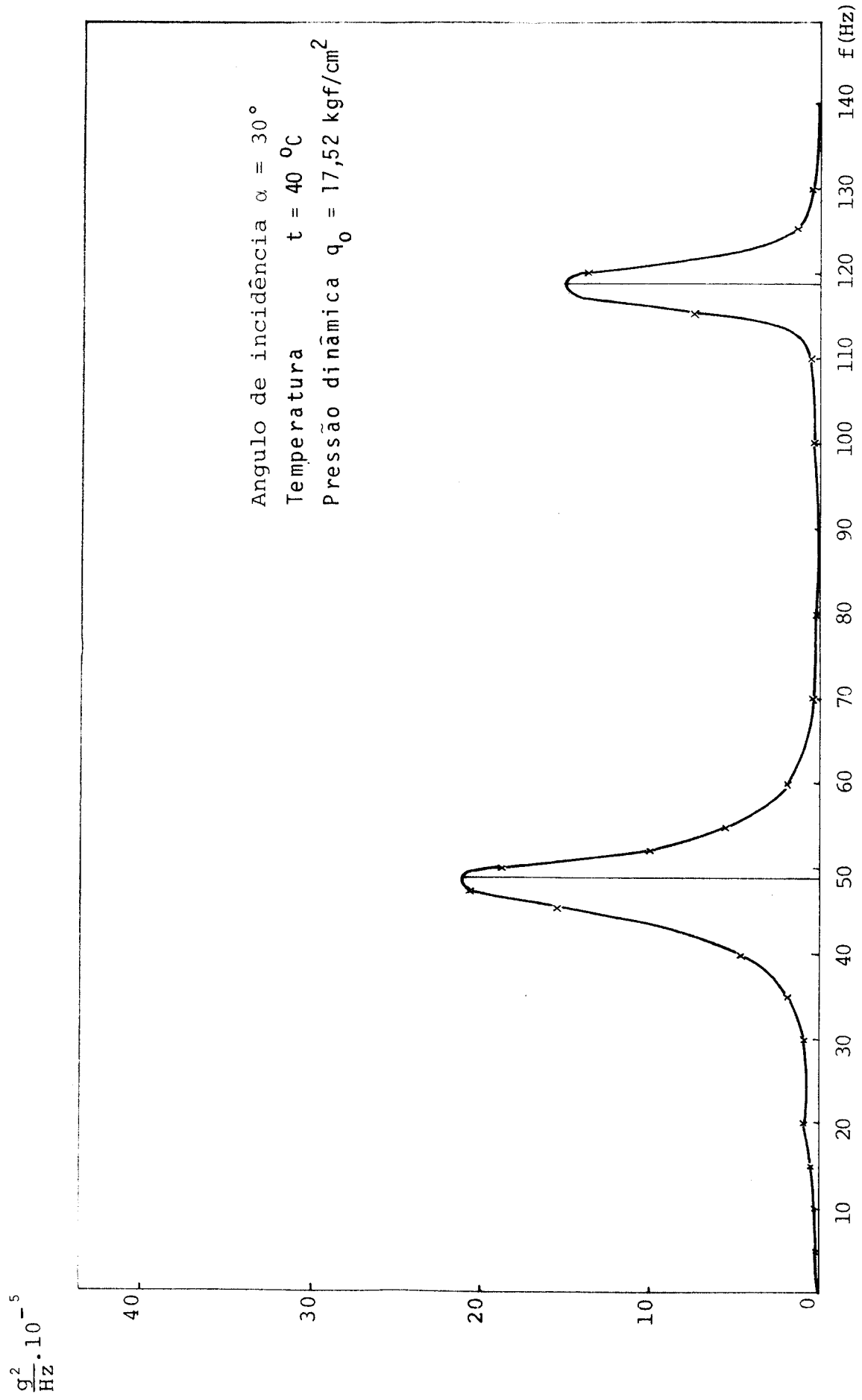


Fig. 6.5.8 - Espectro de acelerações para o 16º andar

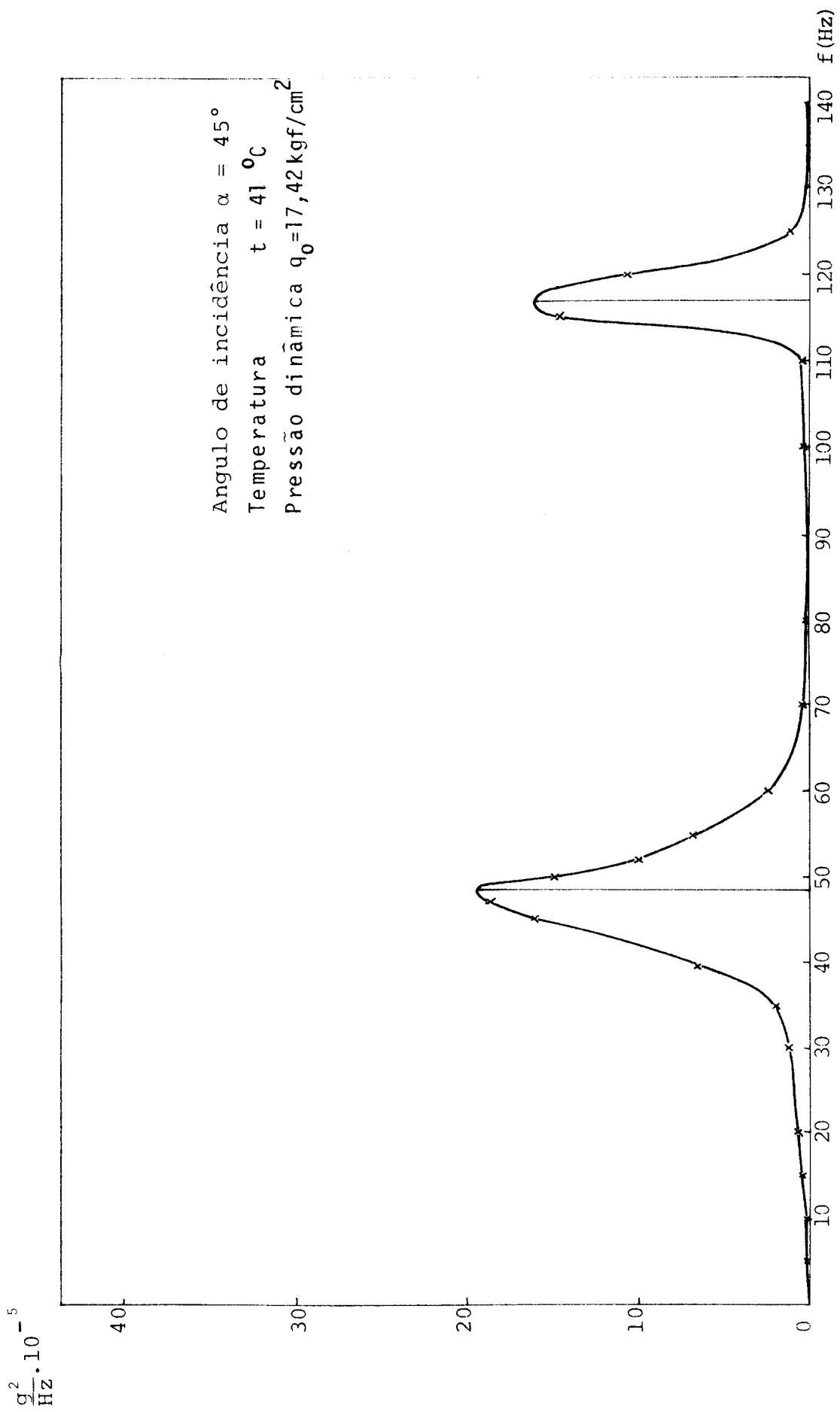


Fig. 6.5.9 - Espectro de acelerações para o 16º andar

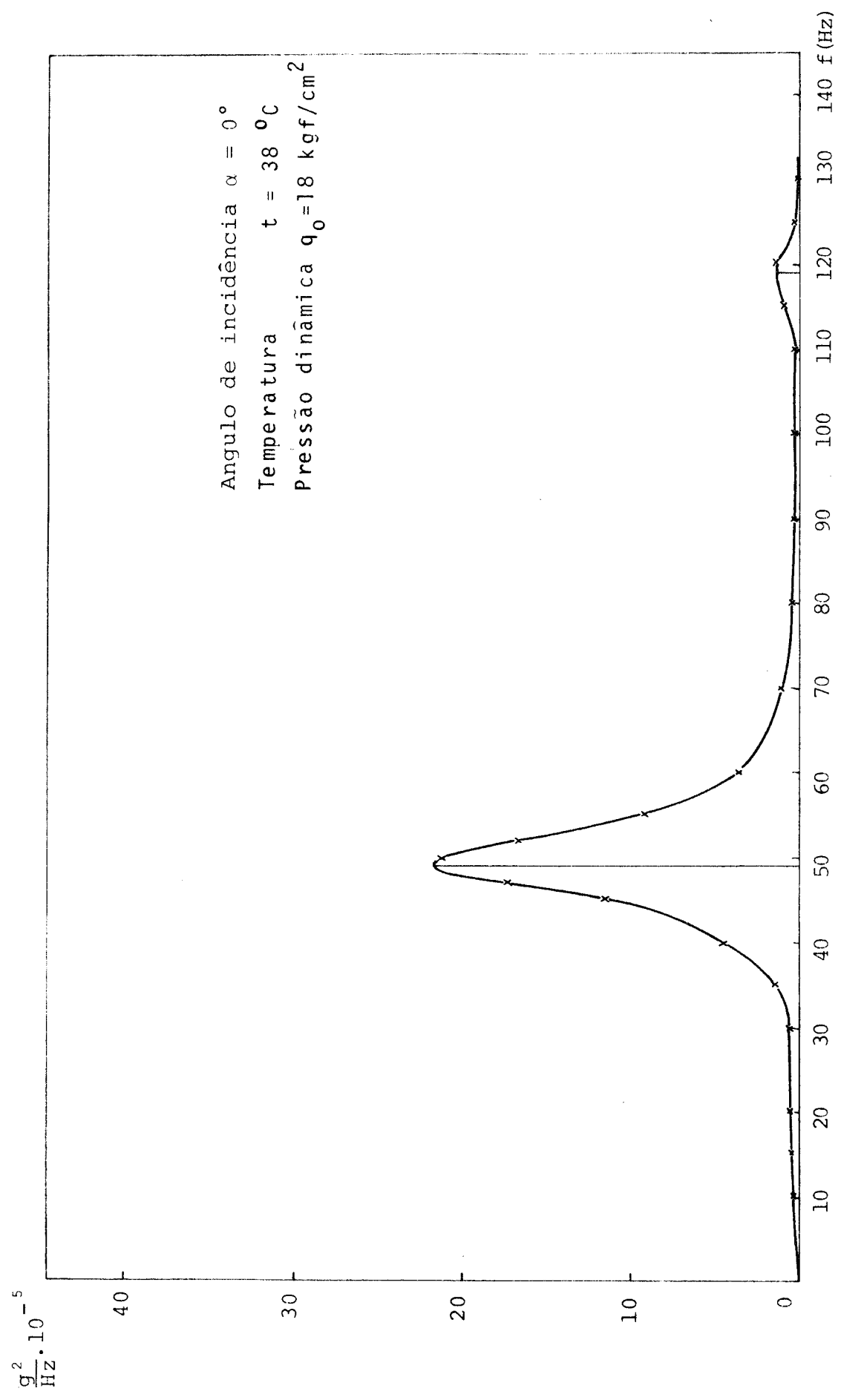


Fig. 6.5.10 - Espectro de acelerações para o 10º andar

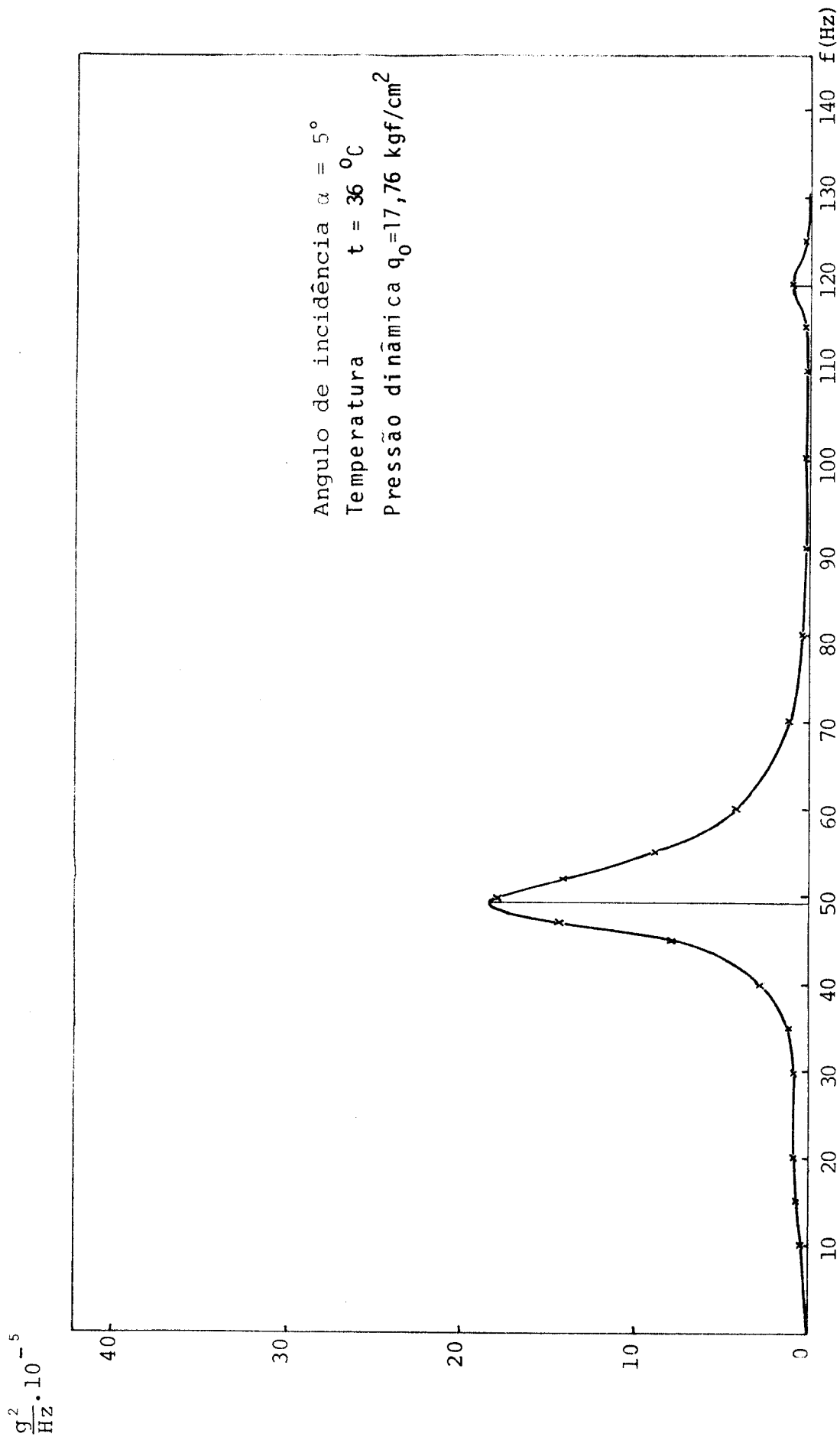


Fig. 6.5.11 - Espectro de acelerações para o 10º andar



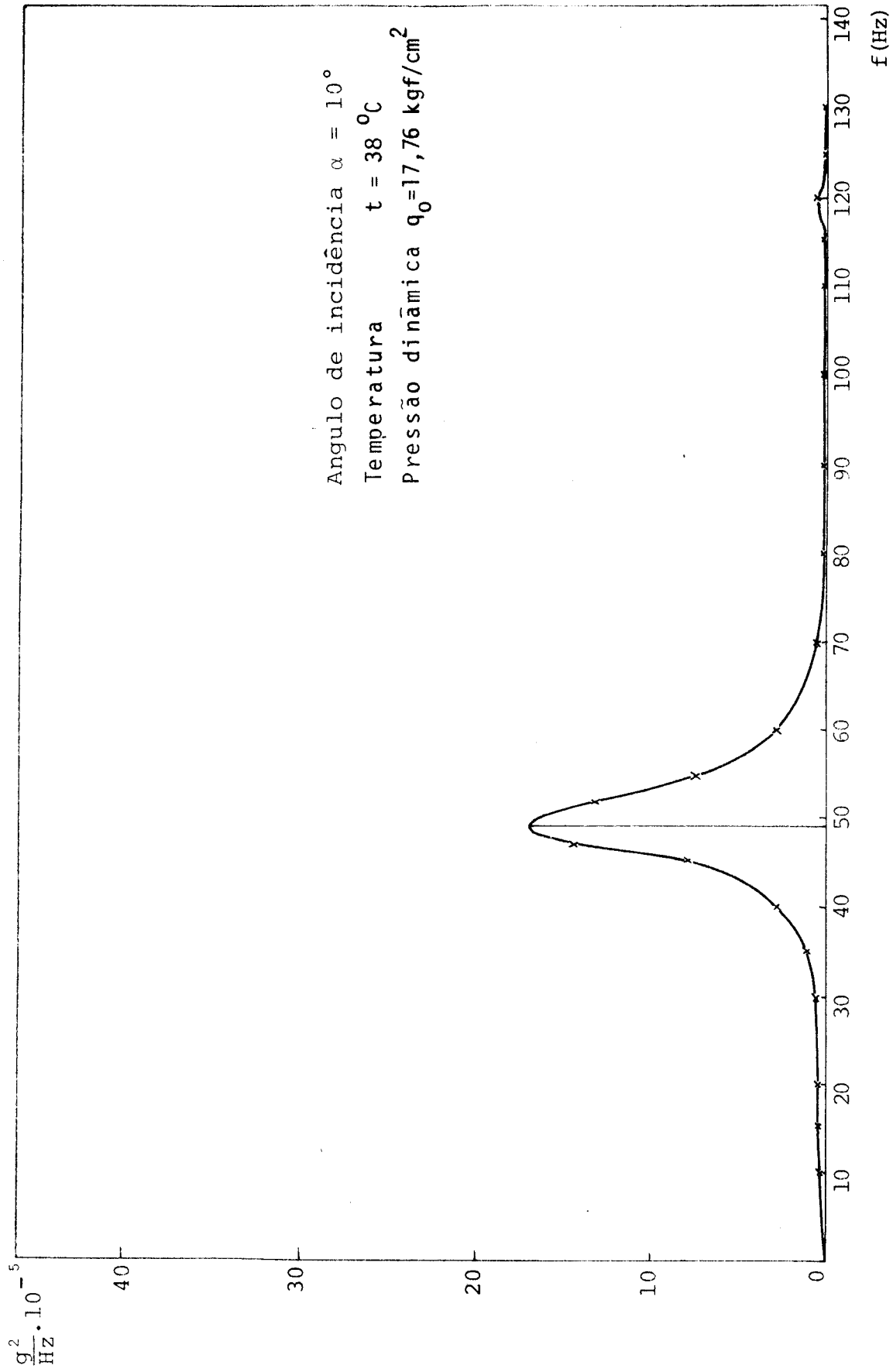


Fig. 6.5.12 - Espectro de acelerações para o 10º andar

$\frac{g^2}{Hz} \cdot 10^{-5}$

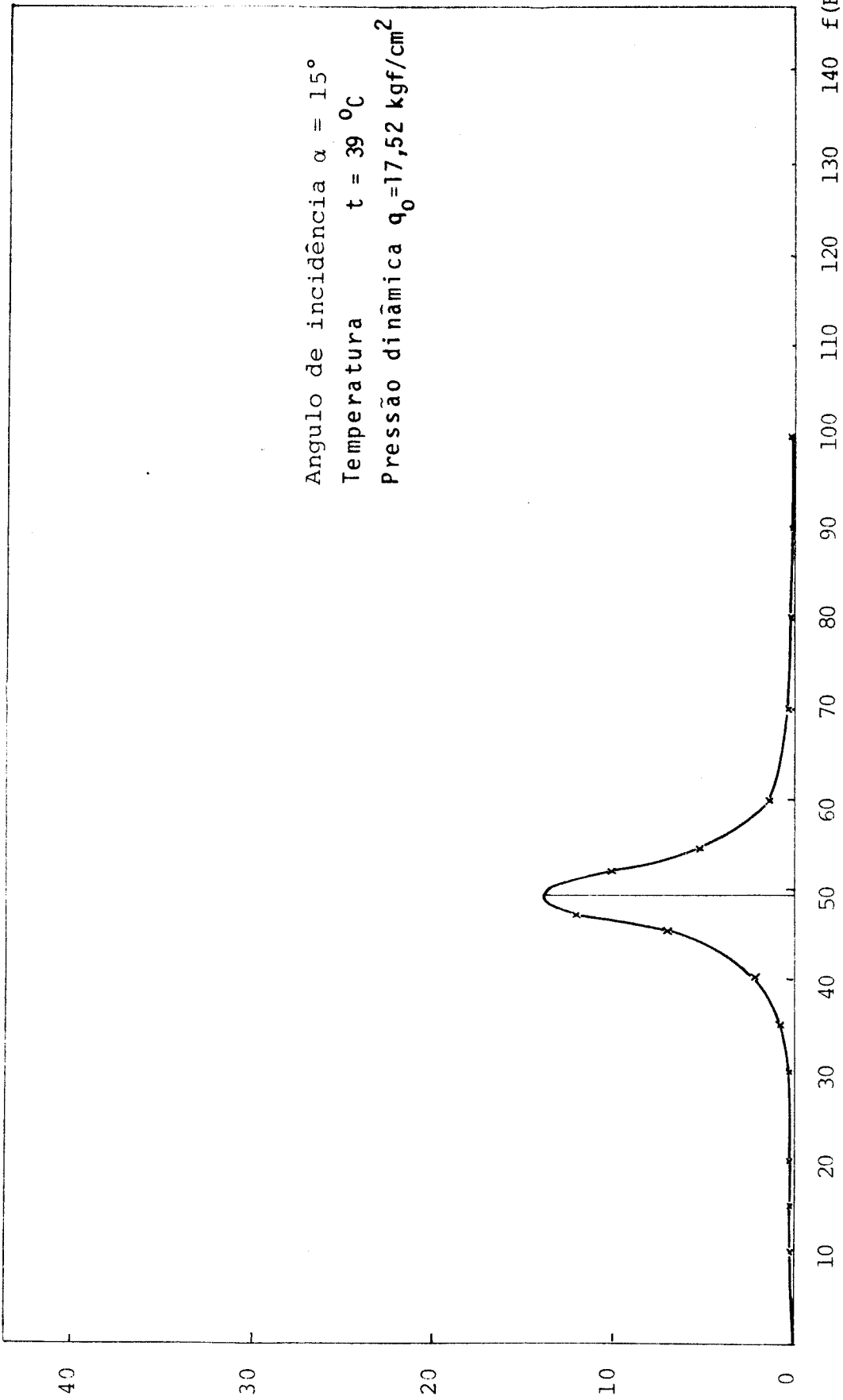


Fig. 6.5.13 - Espectro de acelerações para o 10º andar

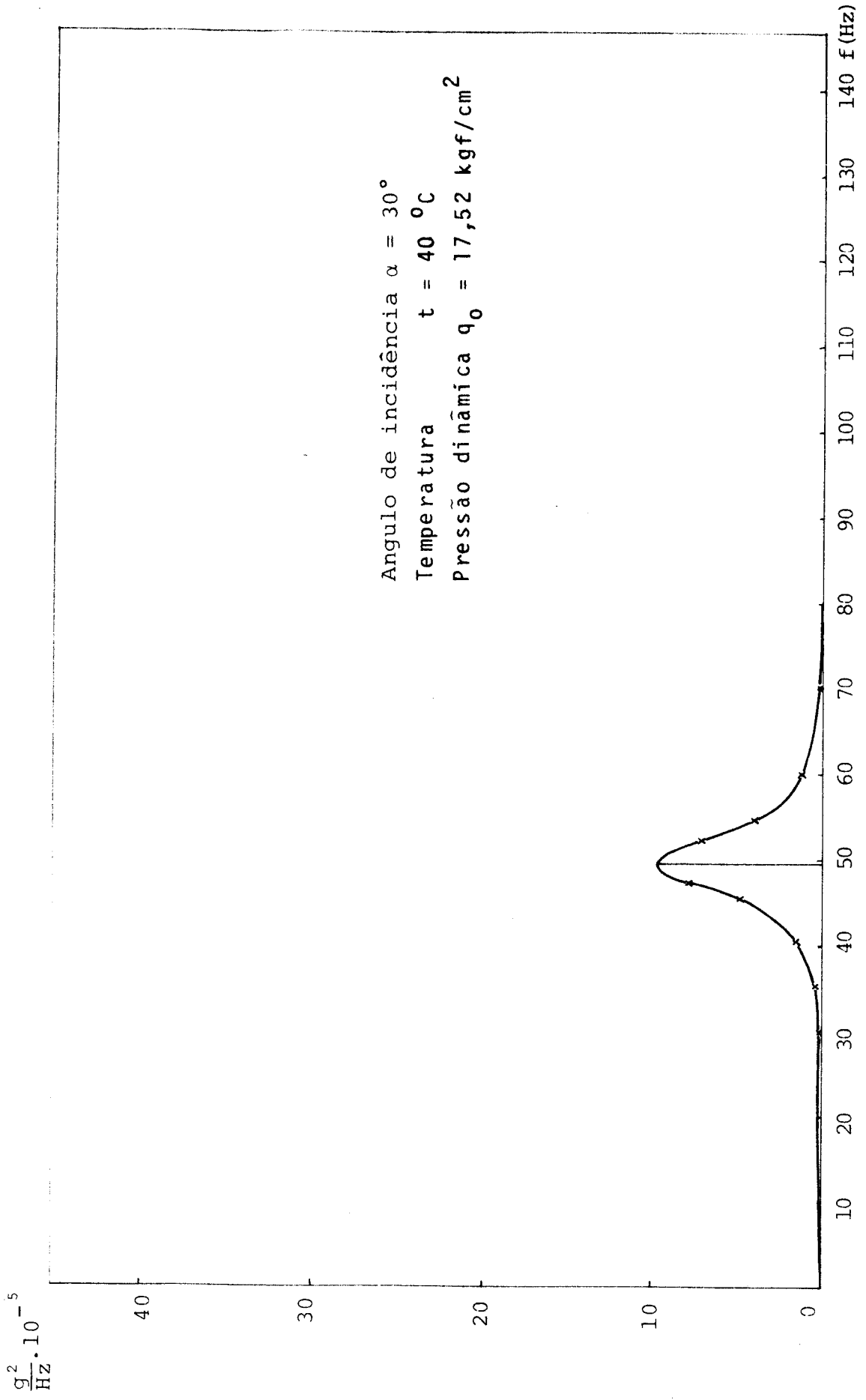


Fig. 6.5.14 - Espectro de acelerações para o 10º andar

$\frac{g^2}{Hz} \cdot 10^{-5}$

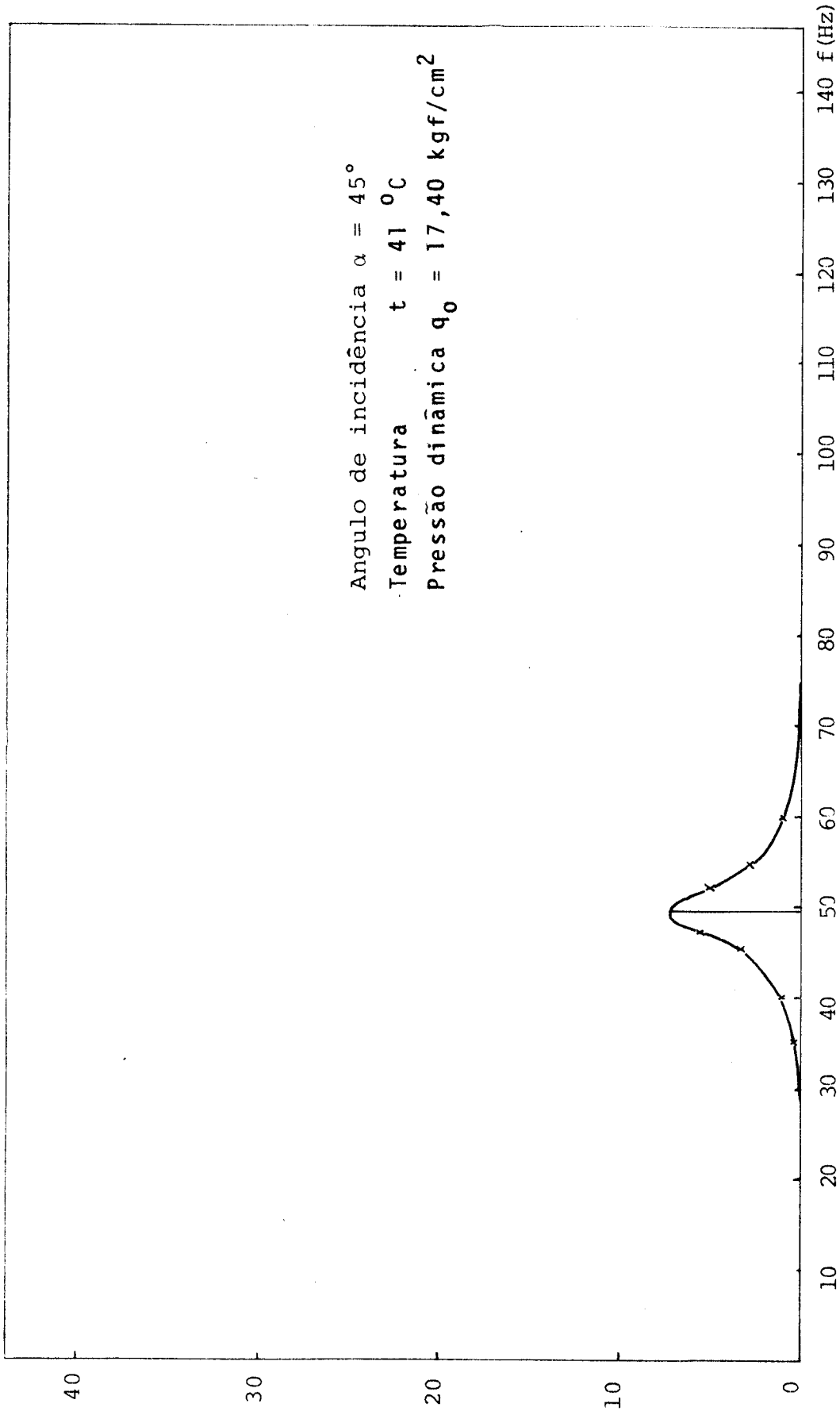


Fig. 6.5.15 - Espectro de acelerações para o 10º andar

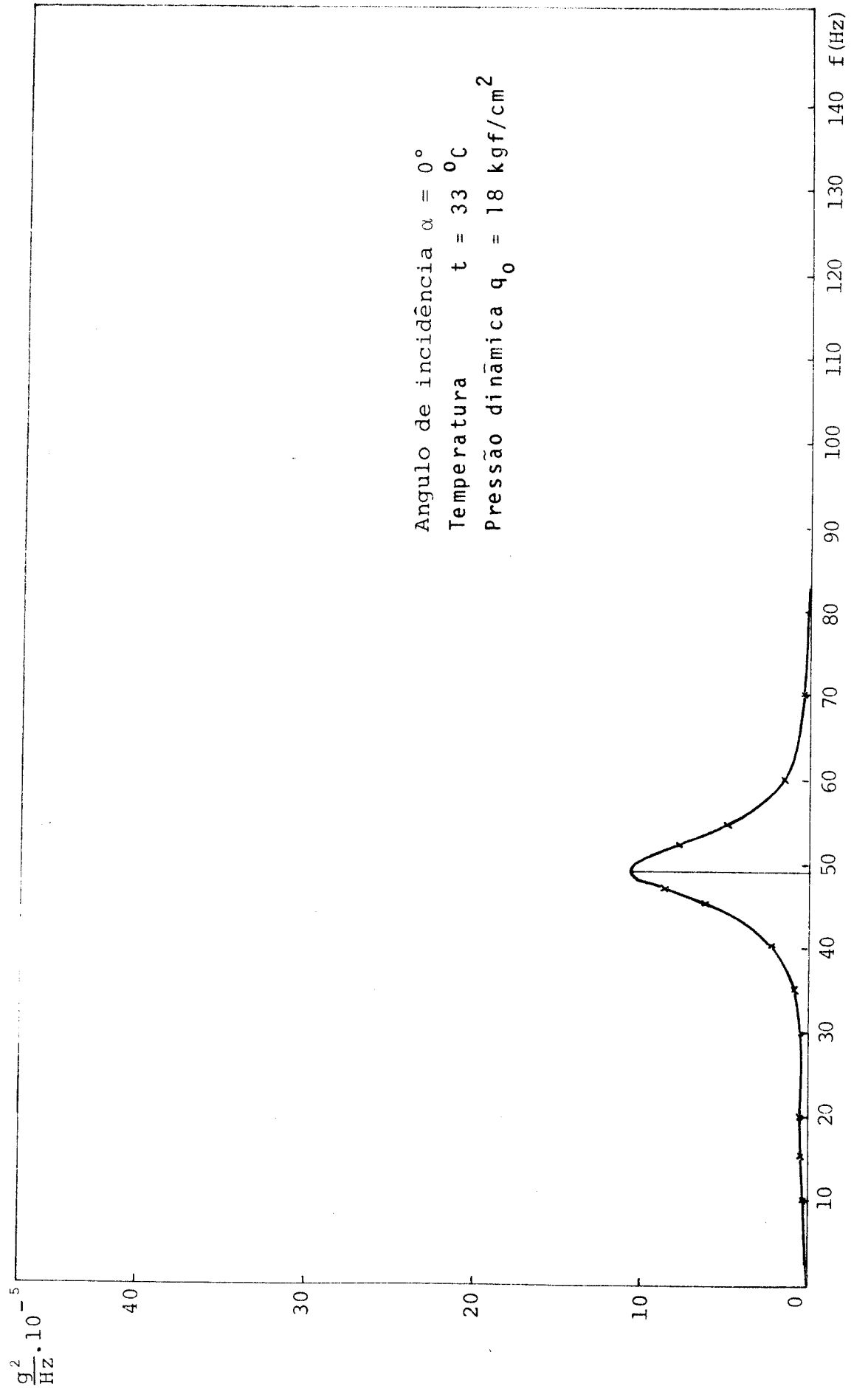


Fig. 6.5.16 - Espectro de acelerações para o 5º andar

Com estes dados tem-se que a pressão dinâmica  $q_0$  corresponde à posição do modelo  $\bar{e}$ :

$$q_0 = \Delta p_a k$$

$$q_0 = 15 \times 1,2 = 18 \text{ kgf/m}^2$$

A velocidade correspondente ao eixo do túnel foi então:

$$\bar{V}_e = \sqrt{\frac{2q_0}{\rho}} = 17,55 \text{ m/s}$$

sendo  $\rho$  a densidade do ar para as condições de pressão e temperatura do ensaio.

No programa ALONGWIND entra como dado a velocidade média do vento a 10 m de altura, o que corresponde no modelo a uma altura de 8 cm (escala de redução do modelo 1:125), sendo a velocidade nesta altura igual a 10,45 m/s.

Foi necessário também, ajustar os parâmetros  $L$  e  $K$  da expressão de Harris, para o espectro da componente longitudinal de velocidade, de maneira a obter-se uma curva aproximada com a curva experimental correspondente a 300 mm, procedendo-se da seguinte maneira:

. Determinação de  $K$

Conhecido o valor da variância  $\sigma_V^2$  tem-se que (5):

$$\sigma_V^2 = 6,0 K \bar{V}_{10}^2$$

A velocidade média no eixo do túnel para a medição do espectro foi de 25.8 m/s resultando uma velocidade de 17.35 m/s correspondente a 8 cm de altura, portanto:

$$K = \frac{\sigma_v^2}{6,0 \bar{V}_{10}^2} = \frac{0,1156}{6,0 \overline{17.35}^2} = 0.64 \times 10^{-4}$$

. Determinação de L

Segundo a expressão de Harris, tem-se:

$$S_v(f) = 4 K L \bar{V}_{10} \frac{1}{(2 + (\frac{f L}{\bar{V}_{10}})^2)^{5/6}}$$

Tomando o valor do espectro na frequência natural do modelo ( $f_1 = 47,6$  Hz) calcula-se o valor de L, resultando finalmente:

$$L = 1,45 \text{ m}$$

O espectro segundo a expressão de Harris com os valores de K e L assim obtidos aparece na Fig. 6.6.1.

Outros dados referentes ao modelo estão relacionados na tabela 6.6.1.

Para a determinação dos coeficientes de arrasto fez-se um ensaio sobre um modelo rígido, determinando-se os coeficientes de pressão, e com estes os coeficientes de arrasto para o nível de cada andar (3).

A comparação dos valores rms das acelerações para os três níveis onde estavam situados os acelerômetros aparece no quadro 6.6.2.

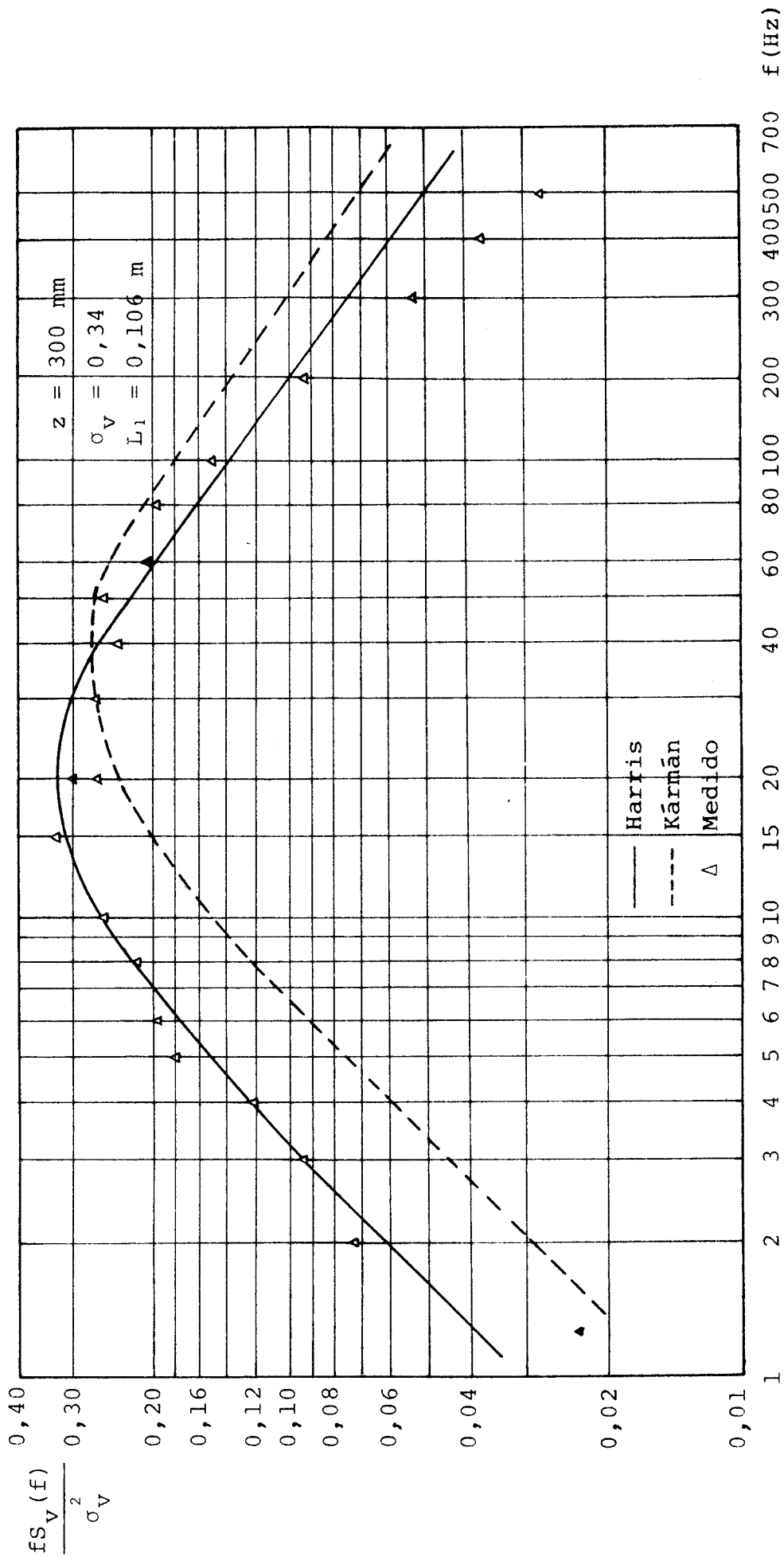


Fig. 6.6.1 - Espectro de velocidades no túnel segundo expressão de Harris



Altura $z_i$ (cm)	1º Modo	2º Modo	$A_i$ ( $\text{cm}^2$ )	$m_i$ ( $\text{kgf-s}^2\text{-cm}^{-1}$ )	$C_{D_i}$
40,56	1,00	1,00	11,28	$3,648 \times 10^{-5}$	0,60
38,21	0,98	0,90	22,56	$8,052 \times 10^{-5}$	1,18
35,86	0,90	0,65	22,56	$3,648 \times 10^{-5}$	1,23
33,51	0,82	0,34	22,56	$3,648 \times 10^{-5}$	1,19
31,16	0,74	0,00	22,56	$3,648 \times 10^{-5}$	1,15
28,81	0,66	-0,34	22,56	$4,056 \times 10^{-5}$	1,12
26,46	0,58	-0,56	22,56	$4,056 \times 10^{-5}$	1,06
24,11	0,50	-0,74	22,56	$4,056 \times 10^{-5}$	1,03
21,76	0,45	-0,87	22,56	$4,056 \times 10^{-5}$	1,00
19,41	0,40	-0,93	22,56	$4,658 \times 10^{-5}$	0,95
17,06	0,35	-0,93	22,56	$4,658 \times 10^{-5}$	0,92
14,71	0,30	-0,87	22,56	$4,658 \times 10^{-5}$	0,88
12,36	0,25	-0,76	22,56	$4,658 \times 10^{-5}$	0,83
10,01	0,21	-0,60	22,56	$4,770 \times 10^{-5}$	0,78
7,66	0,15	-0,43	22,56	$4,770 \times 10^{-5}$	0,73
5,31	0,11	-0,25	22,56	$4,770 \times 10^{-5}$	0,70
2,96	0,06	-0,10	39,70	$7,134 \times 10^{-5}$	0,66

Tabela 6.6.1 - Dados do modelo

O cálculo teórico foi feito para dois valores diferentes do coeficiente de  $C_z^*$  da correlação cruzada. Isto deve-se a que não se dispõe ainda de valores de dito coeficiente para o vento simulado em túnel.

Entretanto, é de salientar que estes resultados foram obtidos com coeficientes de arrasto correspondentes a fluxo turbulento, o que é correto para a determinação da resposta média, porém, existem dúvidas acerca de que estes

Valor r.m.s das acelerações (cm/s <sup>2</sup> )	Resultados experimentais	Resultados teóricos	
		$C_z^* = 11$	$C_z^* = 2$
16º andar	80,8	43,6	67,1
10º andar	51,1	28,6	39,8
5º andar	29,2	15,3	24,8

Quadro 6.6.2

mesmos coeficientes devam ser aplicados para a determinação da resposta flutuante. Uma sugestão, portanto, seria a de adotar os coeficientes correspondentes a fluxo uniforme, com os quais os resultados obtidos para a parte flutuante da resposta estão dados no quadro 6.6.3.

Valor r.m.s das acelerações (cm/s <sup>2</sup> )	Resultados experimentais	Resultados teóricos	
		$C_z^* = 11$	$C_z^* = 2$
16º andar	80,8	62,4	96,1
10º andar	51,1	41,0	56,9
5º andar	29,2	21,9	35,5

Quadro 6.6.3

Os resultados assim obtidos indicariam que o coeficiente  $C_z^*$  da correlação cruzada para o vento simulado no túnel estaria compreendido entre 2 e 11.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

## 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Em relação à parte teórica deste trabalho, concluiu-se que o procedimento apresentado para a determinação da ação dinâmica do vento, conduz a resultados satisfatórios, porém, cabe assinalar que existem algumas limitações em relação a aplicação generalizada do método.

Em primeiro lugar, admite-se na equação (2.1.10) que o coeficiente de arrasto  $C_{D_i}$  varia em geral com a intensidade e com a escala da turbulência.

No último capítulo sugeriu-se a possibilidade de usar-se para o cálculo de resposta à parte flutuante os coeficientes de arrasto correspondentes a fluxo uniforme, porém, não existem provas suficientes para justificar esta possibilidade, portanto, uma primeira sugestão seria a de aprofundar os estudos em relação à dependência do coeficiente de arrasto com a parte flutuante da velocidade.

Por sua vez, este problema está intimamente ligado com o conceito da admitância aerodinâmica, conceito este pouco tratado na literatura especializada, e que foi brevemente discutido no capítulo 2, onde se fez notar a falta de expressões da admitância aerodinâmica para corpos de formas diversas.

Outro ponto a considerar, mais relacionado com edifícios, é a falta de correlação entre as pressões a bar

lavento e as sucções a sotavento. Um tratamento correto do problema exigiria a introdução de um fator de redução que depende da frequência  $f$ , das contribuições relativas a  $C_{D_i}$  e  $C_{D_j}$  das pressões e sucções, respectivamente, e do afastamento entre as faces a barlavento e sotavento. Se bem que existem expressões matemáticas para levar em consideração este efeito, não está plenamente justificado o uso delas, sendo necessário comprovar através de ensaios em túneis de vento ou em protótipos a validade de tais expressões.

No entanto estas limitações não são restritivas para a aplicação do método dinâmico a nível de norma, segundo o esquema proposto no capítulo 3, já que a introdução de todos estes fatores implicaria numa maior sofisticação do procedimento, o qual não seria justificável em vista dos seguintes fatores:

. em exposição urbana, onde o efeito dinâmico é mais importante, o método seria estritamente aplicável ao caso de grandes estruturas que sobrepassem amplamente a altura média dos edifícios vizinhos. Em outros casos, efeitos de interação entre edifícios de altura semelhante pode afetar tanto os coeficientes de arrasto (6) como as características da turbulência na esteira das edificações a sotavento;

. em zonas expostas a tormentas elétricas, as características da turbulência e do perfil vertical de velocidades admitidos, podem não ser representativos das condições prevalentes durante ventos extremos;

. a resposta é afetada significativamente pelo amortecimento da estrutura, sendo que é difícil avaliar exatamente dito parâmetro.

Além destes fatores, deve-se considerar que o método simplificado é aplicável no caso em que a estrutura em estudo tenha um primeiro modo de vibração aproximadamente linear, e que a contribuição dos modos superiores no valor total da resposta seja negligenciável.

Em relação à parte experimental, conclui-se que existe uma boa correlação entre os resultados obtidos no ensaio com os obtidos através do procedimento teórico, embora persista a dúvida em relação ao verdadeiro valor do coeficiente  $C_z^*$  da correlação cruzada, coeficiente este que não foi determinado devido a limitações de tempo. No entanto, acredita-se que seria conveniente simular no túnel as características do vento natural correspondente a algum tipo de exposição das especificadas em Normas, e desta maneira comparar os resultados obtidos com os procedimentos teóricos sobre o protótipo.

Finalizando, é de salientar que este trabalho representa uma primeira tentativa de resolução do problema da resposta longitudinal, e que evidentemente posteriores pesquisas sobre esta área poderão resolver eventualmente os problemas já mencionados.

APENDICE A



## APENDICE A

Para o cálculo das forças estáticas equivalentes através do método simplificado discutido no capítulo 3, é necessário se dispor de valores do coeficiente  $\xi$ , os quais estão indicados nas Figs. (A-1) até (A-4). Estes coeficientes dependem por sua vez dos seguintes fatores:

- a) o tipo de exposição;
- b) o coeficiente de amortecimento crítico (segundo a tabela A-1);
- c) as dimensões  $b$  (largura da construção no sentido normal a direção do vento) e  $h$  (altura da construção);
- d) o coeficiente  $T_n \bar{V}_0 / L$ , onde  $T_n = 1/f_n$  indica o período natural de vibração da estrutura, em segundos e  $L$  é um comprimento de escala, igual a 1800 m.

É importante salientar aqui que os âbacos para a obtenção do coeficiente de amplificação  $\xi$  foram obtidos admitindo um modo de vibração linear, para estruturas verticais em balanço ("self-standing structures"), que são as estruturas mais frequentemente afetadas pela ação do vento: edifícios, torres, chaminés, etc. Nas últimas, a condi

ção  $b/h \leq 0,2$  é usualmente satisfeita. Por outro lado, não foram elaborados abacos para relações  $b/h > 0,2$ , comuns no caso de edifícios, por se considerar que quando as dimensões da base são relativamente importantes em relação à altura podem-se apresentar efeitos de torção não desprezíveis que conduziriam a uma distribuição de forças não uniforme nos pórticos ou cortinas do edifício. O estado atual de conhecimentos não permite ainda efetuar, de forma simples, uma avaliação adequada das solicitações dinâmicas por torção. Conseqüentemente, optou-se por não levar em conta a redução no coeficiente de amplificação que resultaria para relações  $b/h > 0,2$ , devendo-se em tais casos adotar os coeficientes correspondentes a  $b/h = 0,2$ .

Construção ou Estrutura	$\zeta$
Edifícios com estrutura de concreto armado	0,020
Torres, chaminés de concreto armado	0,015
Idem, concreto protendido	0,010
Edifícios com estruturas de aço soldado	0,010
Torres, antenas e chaminés com estrutura de aço soldado	0,005
Idem, de aço rebitado	0,010
Estruturas de madeira	0,030

Tabela A-1 - Valores do amortecimento crítico para diferentes tipos de estruturas

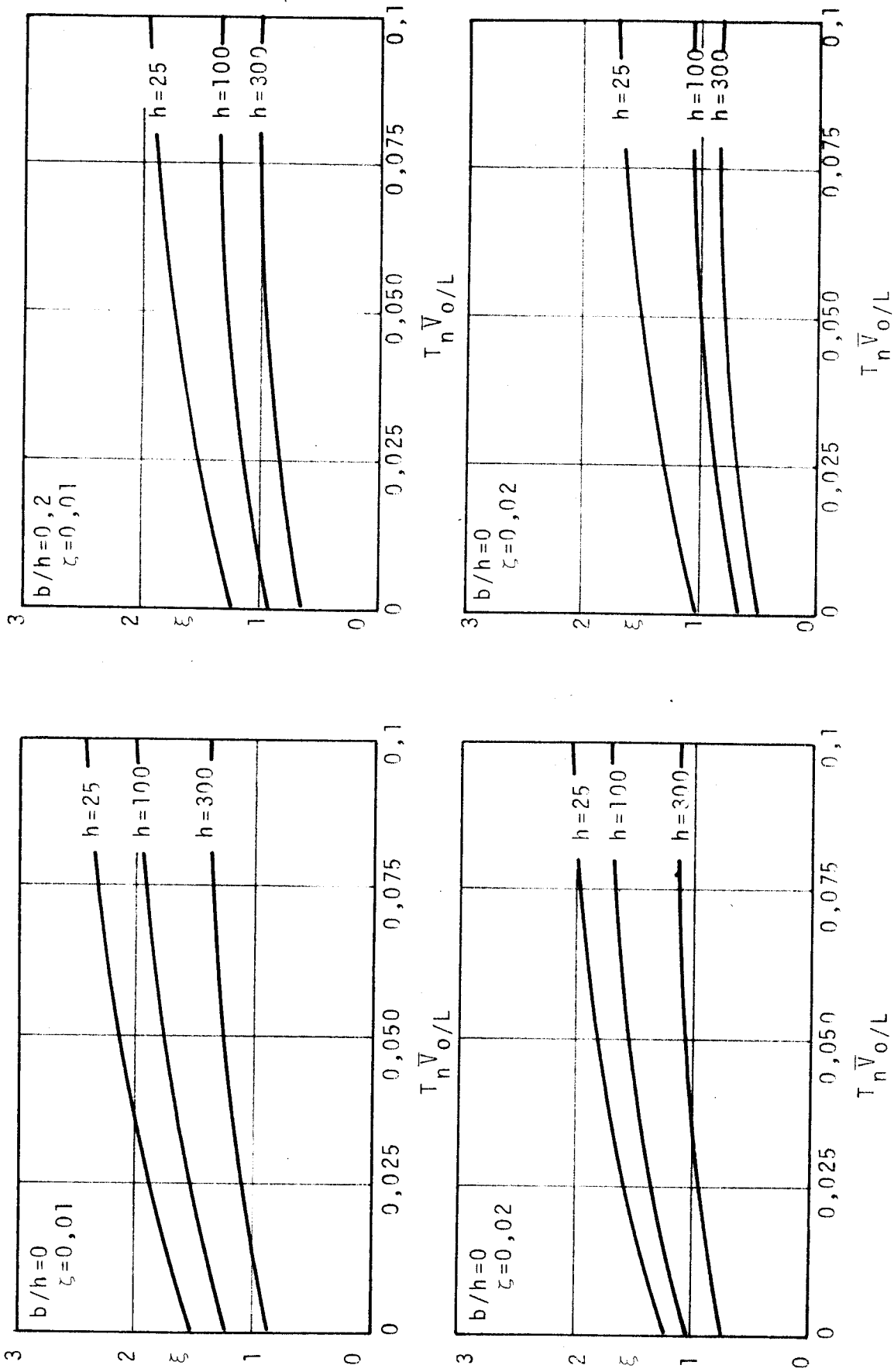


Fig. A-1 - Fator dinâmico  $\xi$  para exposição tipo 1 ( $L=1800$  m;  $h$  em metros;  $T_n = 1/f_n$ )

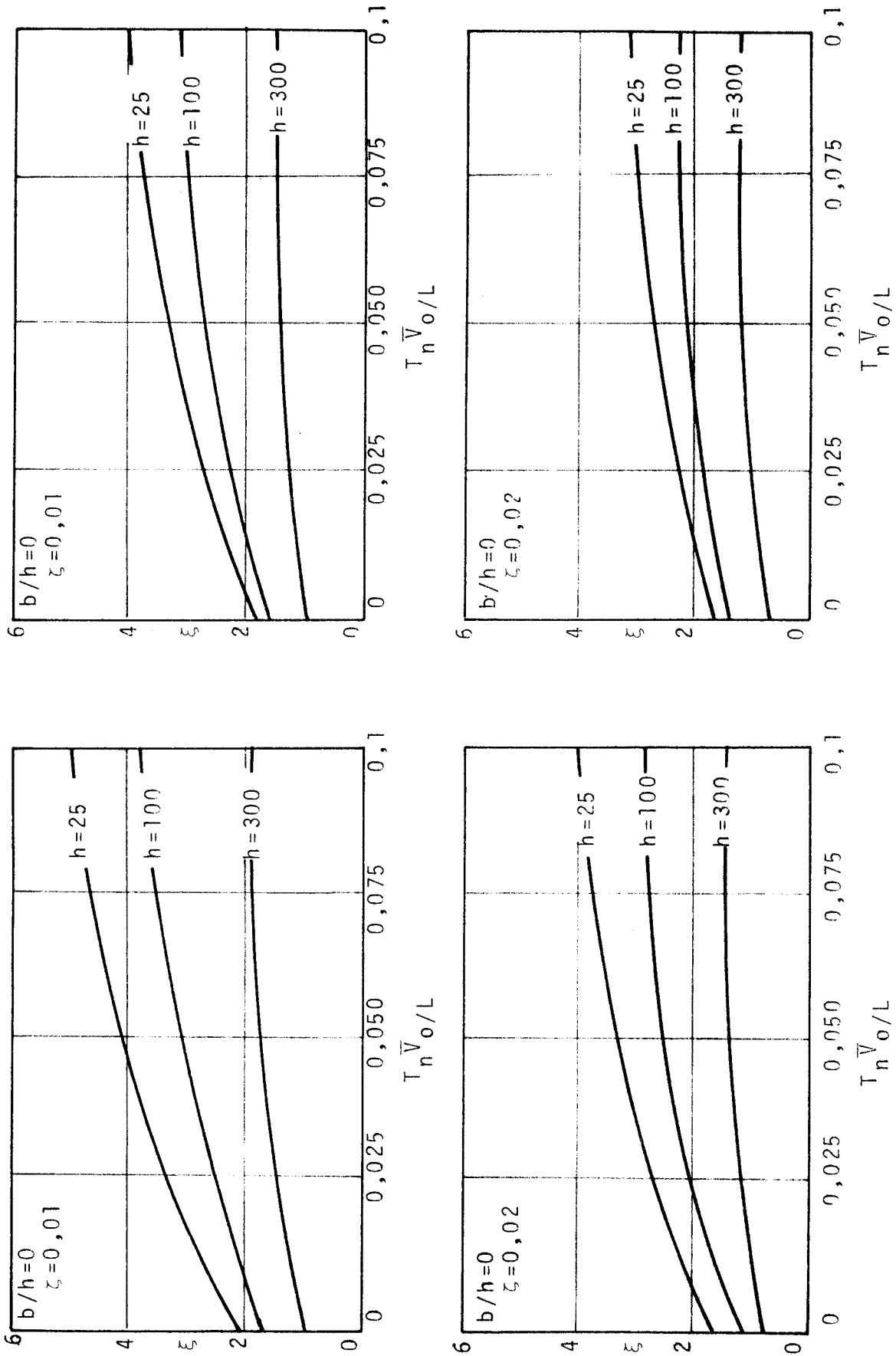


Fig. A-2 - Fator dinâmico  $\xi$  para exposição tipo 2 ( $L=1800$  m;  $h$  em metros;  $T_n = 1/f_n$ )

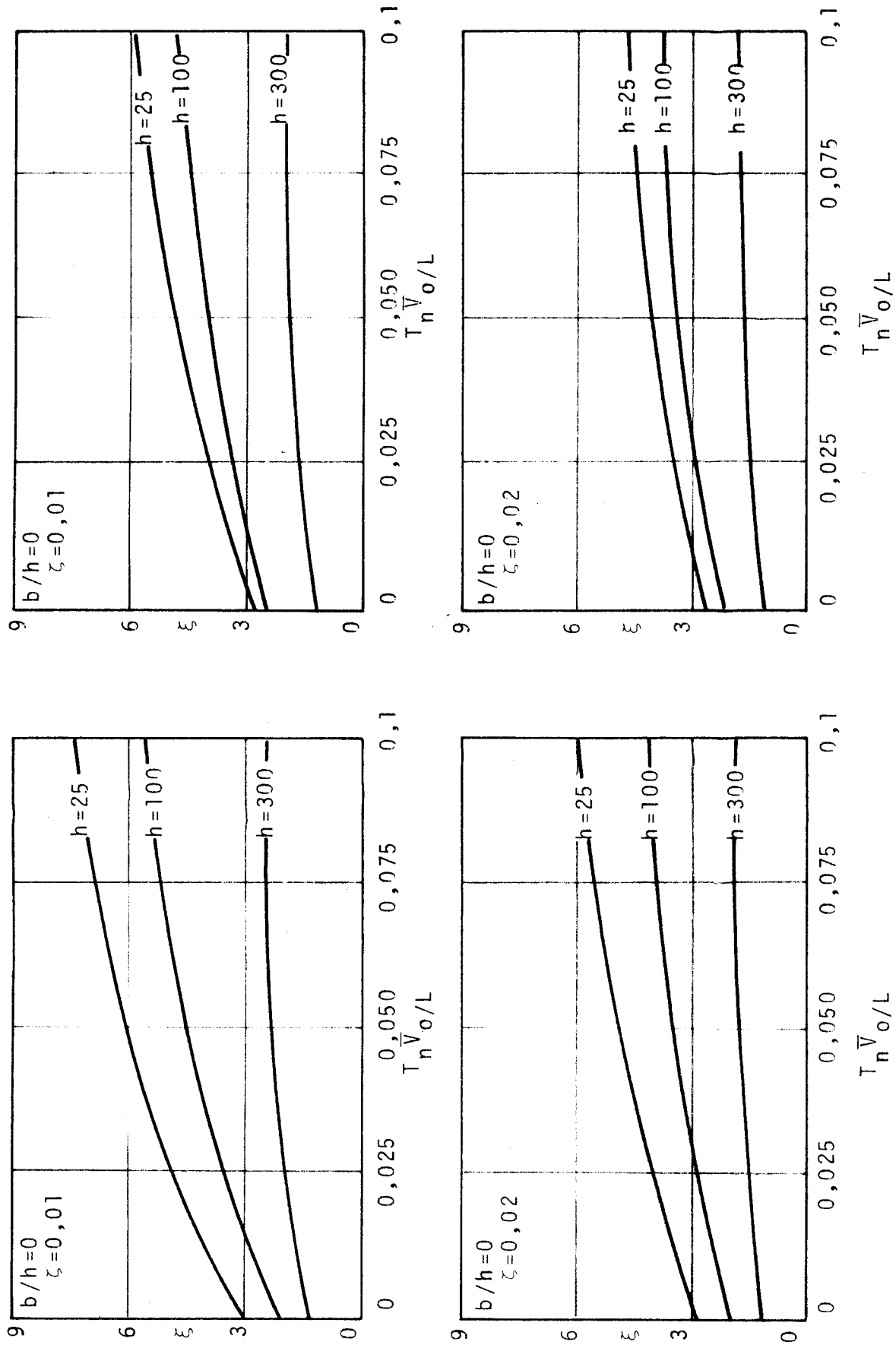


Fig. A-3 - Fator dinâmico  $\xi$  para exposição tipo 3 ( $L=1800$  m;  $h$  em metros;  $T_n = 1/f_n$ )

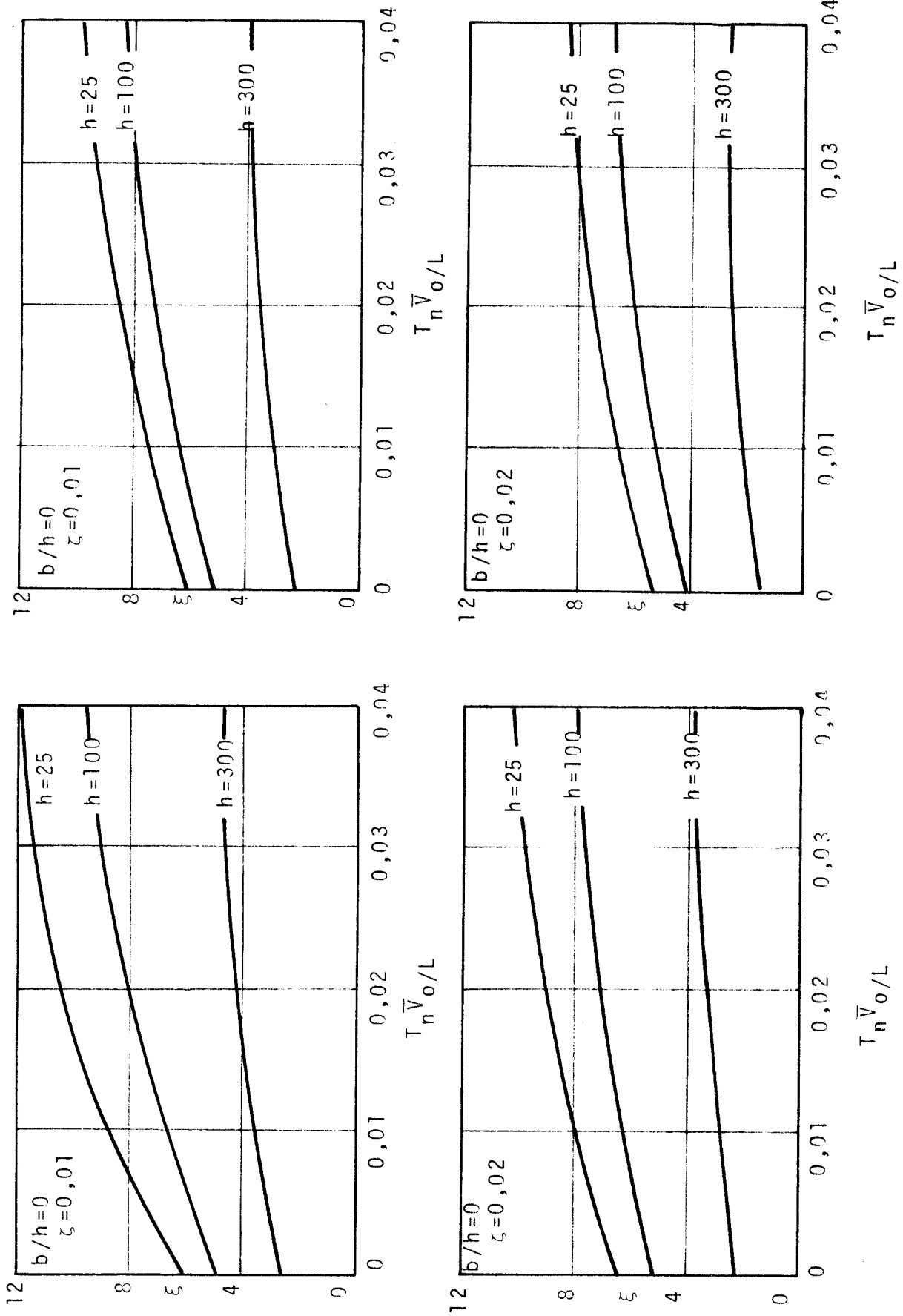


Fig. A-4 - Fator dinâmico  $\xi$  para exposição tipo 4 ( $L=1800$  m;  $h$  em metros;  $T_n = 1/f_n$ )

APÊNDICE B

PROCESSOS ALEATÓRIOS

## APÊNDICE B

### Processos aleatórios

Os fenômenos físicos observados na natureza podem-se classificar como sendo determinísticos ou não determinísticos. Determinísticos são aqueles que podem ser descritos por uma relação matemática explícita, enquanto que os não determinísticos são de caráter aleatório e devem ser descritos em termos probabilísticos através de parâmetros estatísticos.

Os registros obtidos de um fenômeno não determinístico diferem entre si, e a coleção de todos os registros possíveis é o que se conhece como processo aleatório ou processo estocástico.

Um processo aleatório é estacionário se os seus parâmetros estatísticos (média, variância, autocorrelação, etc.), determinados sobre a totalidade dos registros possíveis, são invariantes para qualquer deslocamento da origem dos tempos.

Um processo aleatório estacionário é ergódico se qualquer parâmetro estatístico calculado sobre um conjunto de registros possíveis é igual ao correspondente parâmetro calculado ao longo do tempo sobre qualquer registro representativo do processo. Um processo ergódico é necessariamente



te estacionário.

Os parâmetros estatísticos necessários para caracterizar um processo aleatório, estacionário e ergódico  $\{x(t)\}$  são:

a) Valor médio ou média

$$\bar{x} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t) dt = E [x(t)] \quad (\text{B-1})$$

b) Valor quadrado médio

$$\bar{x}^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x^2(t) dt = E [x^2(t)] \quad (\text{B-2})$$

c) Variância

$$\sigma_x^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T [x(t) - \bar{x}]^2 dt = E [(x(t) - \bar{x})^2] \quad (\text{B-3})$$

A raiz quadrada positiva da variância denomina-se desvio padrão  $\sigma_x$ .

Desenvolvendo-se a (B-3) chega-se a

$$\bar{x}^2 = \bar{x}^2 + \sigma_x^2 \quad (\text{B-4})$$

Em muitos casos é conveniente estudar o fenômeno físico em termos de uma componente invariante com o tempo, ou componente estática, e de uma componente variável, ou dinâmica. A primeira é descrita pelo valor médio e a segunda

da pela variância. O valor médio é tratado à parte, o que equivale a considerar para o estudo da componente variável.

$$\bar{x} = 0$$

e, portanto:

$$\bar{x}^2 = \sigma_x^2$$

Ou seja, para o estudo das flutuações em torno da média a variância coincide com o valor quadrado médio, e o desvio padrão coincide com o valor RMS ("root mean square"), que vem a ser a raiz quadrada positiva do valor quadrado médio.

d) Função de auto-correlação, ou correlação temporal

$$C_x(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t) \cdot x(t+\tau) dt = E [x(t) x(t+\tau)] \quad (\text{B-6})$$

A função de auto-correlação descreve a dependência geral entre o valor do fenômeno em um instante de tempo  $t$  e o valor em um outro instante  $t + \tau$ . Alguns autores denominam esta função de função de auto-covariância. A função de auto-correlação tem as seguintes propriedades:

Primeira:  $C_x(0) = \sigma_x^2 \quad (\text{B-7})$

De fato, para  $\tau = 0$  tem-se conforme (B-6) que:

$$C_x(0) = E[x(t) x(t)] = E[x^2(t)]$$

e, conforme (B-2) e (B-5):

$$C_x(0) = \sigma_x^2$$

Segunda:  $|C_x(\tau)| \leq C_x(0)$

O maior valor da função de auto-correlação está na origem, sendo sempre positivo neste ponto.

Terceira:  $C_x(\tau) = C_x(-\tau)$

A função de auto-correlação é uma função par (simétrica).

Quarta:  $\left. \frac{d C_x(\tau)}{d\tau} \right|_{\tau=0} = 0$

A tangente na origem é horizontal.

Quinta:  $C_x(\tau) \rightarrow 0$  quando  $|\tau| \rightarrow \infty$  (B-8)

Isto é,  $x(t)$  não tem correlação consigo mesmo para um retardo suficientemente grande: os dois valores são independentes.

e) Coeficiente de auto-correlação ou auto-correlação normalizada

É comum normalizar a auto-correlação dividindo-a pelo seu valor na origem, ou seja, pela variância:

$$\rho_x(\tau) = C_x(\tau) / C_x(0) = C_x(\tau) / \sigma_x^2 \quad (\text{B-9})$$

Conforme (B-7):

$$\rho_x(0) = 1$$

Conforme (B-8):

$$\rho_x(\tau) \rightarrow 0 \text{ quando } |\tau| \rightarrow \infty$$

f) Função de correlação cruzada (correlação espacial)

A função de auto-correlação descreve a dependência entre dois valores de um mesmo sinal. Com a correlação cruzada descreve-se a interdependência de dois sinais diferentes, com um retardo  $\tau$ .

$$C_{xy}(\tau) = E [x(t) y(t+\tau)] \quad (\text{B-10})$$

g) Correlação cruzada normalizada ou coeficiente de correlação cruzada

Define-se como:

$$\rho_{xy} = C_{xy}(\tau) / \sqrt{C_x(0) C_y(0)} \quad (B-11)$$

Em geral o coeficiente de correlação cruzada, como também a função de correlação cruzada não são funções simétricas de  $\tau$ :

$$\rho_{xy}(\tau) \neq \rho_{xy}(-\tau)$$

Conforme a equação (B-7) tem-se:

$$\rho_{xy} = C_{xy}(\tau) / \sqrt{\sigma_x^2 \sigma_y^2} = C_{xy}(\tau) / \sigma_x \sigma_y \quad (B-12)$$

h) Função de densidade espectral de potência

A função de densidade espectral de potência indica a distribuição, nas frequências, do valor quadrado médio de um registro.

O valor quadrado médio de um registro num intervalo de frequências entre  $f$  e  $f + \Delta f$  pode-se obter, passando o sinal por um filtro faixa estreita, de largura de banda  $\Delta f$ , em torno de uma frequência central  $f_0$ , elevando ao quadrado os valores instantâneos do sinal filtrado e calculando a média destes num intervalo de tempo  $T$ .

Este processo pode ser expressado em forma matemática da seguinte maneira:

$$\overline{x^2}(f_0, \Delta f) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x^2(t, f_0, \Delta f) dt \quad (B-13)$$

que  $\bar{x}^2$  é o valor quadrado médio de  $x(t)$  na faixa de frequências de largura  $\Delta f$ , com frequência central  $f_0$ .

Para pequenos valores de  $\Delta f$ , pode-se definir uma função de densidade espectral de potência  $S_x(f_0)$  tal que:

$$\bar{x}^2 (f_0, \Delta f) \approx S_x (f_0) \Delta f \quad (\text{B-14})$$

Mais precisamente:

$$S_x(f_0) = \lim_{\Delta f \rightarrow 0} \frac{\bar{x}^2(f_0, \Delta f)}{\Delta f} = \lim_{\Delta f \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta f} \left[ \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x^2(t, f_0, \Delta f) dt \right] \quad (\text{B-15})$$

Já que  $f_0$  pode assumir qualquer valor no intervalo de frequências presentes no registro, pode substituir-se  $S_x(f_0)$  por  $S_x(f)$ .

Existe uma propriedade importante da função de densidade espectral de potência que liga esta com a função de auto-correlação. Especificamente, para processos estacionários, as duas funções formam um par de transformadas de Fourier.

Define-se como densidade espectral completa  $\tilde{S}_x(f)$  de um registro  $x(t)$  a transformada complexa de Fourier de sua auto-correlação:

$$\tilde{S}_x(f) = \int_{-\infty}^{\infty} C_x(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau \quad (\text{B-16})$$

A função  $\tilde{S}_x(f)$  é uma função real, par, e não negativa.

A função de auto-correlação será:

$$C_x(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} \tilde{S}_x(f) e^{i2\pi f\tau} df \quad (\text{B-17})$$

Para  $\tau = 0$  tem-se:

$$C_x(0) = \sigma_x^2 = \int_{-\infty}^{\infty} \tilde{S}_x(f) df = 2 \int_0^{\infty} \tilde{S}_x(f) df = \int_0^{\infty} S_x(f) df \quad (\text{B-18})$$

Na equação (B-18) tem-se que:

$$S_x(f) = 2 \tilde{S}_x(f) \quad (\text{B-19})$$

onde  $S_x(f)$  representa um espectro fisicamente realizável para  $f \geq 0$ .

Sendo que  $\tilde{S}_x(f)$  e  $C_x(\tau)$  são pares, (B-16) e (B-17) ficam:

$$\tilde{S}_x(f) = 2 \int_0^{\infty} C_x(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau = 2 \int_0^{\infty} C_x(\tau) \cos(2\pi f\tau) d\tau \quad (\text{B-20})$$

$$C_x(\tau) = 2 \int_0^{\infty} \tilde{S}_x(f) e^{i2\pi f\tau} df = 2 \int_0^{\infty} \tilde{S}_x(f) \cos(2\pi f\tau) df \quad (\text{B-21})$$

e pela (B-19) se tem que:

$$S_x(f) = 4 \int_0^{\infty} C_x(\tau) \cos(2\pi f\tau) d\tau \quad (\text{B-22})$$

$$C_x(\tau) = \int_0^{\infty} S_x(f) \cos(2\pi f\tau) df \quad (\text{B-23})$$

i) Função de densidade espectral cruzada

Define-se a densidade espectral cruzada completa como:

$$\tilde{S}_{xy}(f) = \int_{-\infty}^{\infty} C_{xy}(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau \quad (\text{B-24})$$

sendo que o espectro fisicamente possível é:

$$S_{xy}(f) = 2 \tilde{S}_{xy}(f) \quad 0 \leq f < \infty \quad (\text{B-25})$$

Devido que a função de correlação cruzada não é uma função par, sua transformada complexa de Fourier é uma função complexa. Considerando-se a equação (B-24) tem-se:

$$S_{xy}(f) = 2 \int_0^{\infty} C_{xy}(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau = Co_{xy}(f) - i Qu_{xy}(f) \quad (\text{B-26})$$

na qual a parte real,  $Co_{xy}(f)$  é chamada função de densidade espectral coincidente, e a parte imaginária  $Qu_{xy}(f)$  função de densidade espectral de quadratura.

É conveniente às vezes expressar a função de densidade espectral cruzada na forma polar, tal que:

$$S_{xy}(f) = |S_{xy}(f)| e^{-i\theta_{xy}(f)} \quad (\text{B-27})$$

sendo que:



$$|S_{xy}(f)| = \sqrt{Co_{xy}^2(f) + Qu_{xy}^2(f)} \quad (B-28)$$

e

$$\theta_{xy}(f) = \operatorname{tg}^{-1} \left[ \frac{Qu_{xy}(f)}{Co_{xy}(f)} \right] \quad (B-29)$$

Uma relação importante é que:

$$|S_{xy}(f)|^2 \leq S_x(f) S_y(f) \quad (B-30)$$

Por último define-se como função de coerência a:

$$\gamma_{xy}^2(f) = \frac{|S_{xy}(f)|^2}{S_x(f) S_y(f)} \leq 1 \quad (B-31)$$

## BIBLIOGRAFIA

BIBLIOGRAFIA

1. BEARMAN, P.W. Wind loads on structures in turbulent flow. In: SEMINAR ON THE MODERN DESIGN OF WIND-SENSITIVE STRUCTURES, London, June 1970. Proceedings. Construction Industry Research and Information Association, 1971. p.57-64.
2. BENDAT, J.S. & PIERSOL, A.G. Random data: analysis and measurement procedures. New York, Wiley-Interscience, 1971.
3. BLESSMANN, J. Aerodinâmica aplicada à engenharia civil. São Leopoldo, Serviço Gráfico de Rotermund, s.d.
4. \_\_\_\_\_. O novo túnel de vento TV-2 da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Estrutura, Rio de Janeiro, 87: 79-96; 103, jun. 1979.
5. \_\_\_\_\_. Simulação da estrutura do vento natural em um túnel aerodinâmico. São José dos Campos, ITA, 1973. 169 p. Tese (D.C.)-Div. Eng. Aeron. ITA
6. BLESSMANN, J. & RIERA, J.D. Interaction effects in neighbouring tall buildings. In Proceedings of the INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, 5., Fort Collins, Colo., 1979. Paper 125.
7. CRANDALL, S.H. & MARK, W.D. Random vibration in mechanical systems. New York, Academic Press, 1973.
8. DAVENPORT, A.G. Application of statistical concepts to the wind loading of structures. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, London, 19: 449-72, Aug. 1961.
9. \_\_\_\_\_. The dependence of wind loads on meteorological parameters. In: INTERNATIONAL RESEARCH SEMINAR ON

- WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, Ottawa, Sept. 1967. Proceedings. University of Toronto Press, 1968. v.1, p.19-82.
10. \_\_\_\_\_. Gust loading factors. Journal of the Structural Division, New York, ASCE, 93(3):11.34, June 1967.
  11. \_\_\_\_\_. The relationship of wind structure to wind loading. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 16., Teddington, Midd., June 1963. Proceedings. London, Her Majesty's Stationery Office, 1965, v.1, p.54-102.
  12. \_\_\_\_\_. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, London, 81:194-211, 1961.
  13. DENARDIN, M.L.P. Determinação da resposta lateral de estruturas prismáticas em escoamento turbulento e não turbulento. Porto Alegre, CPGEC da UFRGS, 1979. 125p. Tese (M.C.)-Esc. Eng.
  14. HARRIS, R.I. The nature of wind. In: SEMINAR ON THE MODERN DESIGN OF WIND-SENSITIVE STRUCTURES, London, June 1968. Proceedings. Construction Industry Research and Information Association, 1971. p.29-55.
  15. \_\_\_\_\_. On the spectrum and autocorrelation function of gustiness in high winds. E.R.A. Report, nº 5273, Oct. 1968.
  16. HINO, M. Spectrum of gust wind. In Proceedings of the INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDING AND STRUCTURES, 3., Tokyo, 1971.
  17. HOUGHTON, E.L. & CANUTHERS, E.L. Wind forces on building and structures. London, Edward Arnold, 1976.
  18. JENSEN, M. & FRANCK, N. Model scale tests in turbulent wind. Copenhagen, The Danish Technical Press, Part I, 1963, 97 p.; Part II, 1965, 170 p.
  19. KAIMAL, J.C. et alii. Spectral characteristics of surface-layer turbulence. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, London, v.98, 1972.
  20. KÄRMÄN, Th. V. Proceedings of the National Academy of

Sciences USA, 34:530, 1948.

21. LIEPMANN, H.W. On the application of statistical concepts to the buffeting problems. Journal of the Aeronautical Sciences, New York, 19(12):793-800;822, Dec. 1952.
22. LIN, Y.K. Probabilistic theory of structural dynamics. New York, McGraw-Hill, 1967.
23. NEWBERRY, C.W.; EATON, K.J.; MAYNE, J.R. Wind pressures on the Post Office Tower, London. In Proceedings of the INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 3., Tokyo, 1971. p.241-52.
24. NIEMANN, H.J. Gust response factors and equivalent static wind for natural draught cooling towers. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL SAFETY AND RELIABILITY, 2., Munich, 1977. Proceedings. Dusseldorf, Werner-Verlag, 1978. p.539-54.
25. PANGGABEAN, H. Schwingungsverhalten von Turmartigen Tragwerken unter aerodynamischer Belastung. München, Technische Universität, 1978. (Beiträge zur Anwendung der Aeroelastik im Bauwesen, 10).
26. RIERA, J. & BLESSMANN, J. Respuesta dinámica de estructuras en dirección del viento. In: JORNADAS SUDAMERICANAS DE INGENIERIA ESTRUCTURAL, 20., y SIMPOSIO PANAMERICANO DE ESTRUCTURAS, 6., Córdoba, Argentina, jul. 1979.
27. RIERA, J. & GALINDEZ, E. Determinación de la acción dinámica del viento en normas sobre cargas en las construcciones. In: JORNADAS SUDAMERICANAS DE INGENIERIA ESTRUCTURAL, 20., y SIMPOSIO PANAMERICANO DE ESTRUCTURAS, 6., Córdoba, Argentina, jul. 1979.
28. SACHS, P. Wind forces in engineering. 2.ed. Oxford, Pergamon Press, 1978.
29. SCHOM, J.P. & MERY, P. A preliminary study of the simulation of neutral atmospheric boundary layer using air injection in a wind-tunnel. Atmospheric Environment, Vol. 5, N.5, May 1971, p.299-311.
30. SCRUTON, C. & NEWBERRY, C.W. On the estimation of wind loads for building and structural design. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, London, 25:97-126, June 1963.

31. SFINTESCO, D. & WYATT, T.A. A proposed european code of practice: current work of the eccs towards specification of the effect of wind on structures. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 4., Heathrow, 1975. Proceedings. Cambridge University Press, 1977. p.643-54.
32. SHIOTANI, M. & IWATAMI, Y. Correlations of wind velocities in relation to gust loading. In Proceedings of the INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 3., Tokyo, 1971. p.57-68.
33. SIMIU, E. Equivalent static wind loads for tall building design. Journal of the Structural Division, New York, ASCE, 102(4):719-37, Apr. 1976.
34. \_\_\_\_\_. Gust factors and alongwind pressure correlations. Journal of the Structural Division, New York, ASCE, 99(4):773-83, Apr. 1973.
35. SIMIU, E. & LOZIER, D.W. The buffeting of tall structures by strong winds. Washington, National Bureau of Standards, 1975.
36. SIMIU, E. & SCANLAN, R.H. Wind effects on structures. New York, John Wiley, 1978.
37. VELLOZZI, J. & COHEN, E. Gust response factors. Journal of the Structural Division, New York, ASCE, 94(6):1295-1313, June 1968.
38. VICKERY, B.J. On the assessment of wind effects on elastic structures. Civil Engineering Transactions, Sidney, 8(2):183-92, Oct. 1966.
39. \_\_\_\_\_. On the reliability of gust loading factors. In: CONFERENCE ON WIND LOADS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, Jan. 1969. Proceedings. Washington, National Bureau of Standards, 1970. p.63-104.
40. WHITBREAD, R.E. Model simulation of wind effects on structures. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDING AND STRUCTURES, Teddington, Midd., June 1963. Proceedings. London, Her Majesty's Stationery Office, 1965. v.1, p.284-301.
41. WYATT, T.A. The calculation of structural response.

In: SEMINAR ON THE MODERN DESIGN OF WIND-SENSITIVE STRUCTURES, London, June 1970. Proceedings. Construction Industry Research and Information Association, 1971. p.83-93.

### NORMAS TÉCNICAS

42. AMERICAN NATIONAL STANDARD INSTITUTE. American National Standard Building code requirements for minimum design loads in buildings and other structures. New York, 1972. (A 58.1).
43. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Forças devidas ao vento em edificações. Rio de Janeiro, 1977. (NB-599).
44. AUSTRALIAN STANDARD. Rules for minimum design loads on structures. (AS 1170, part.2, 1973).
45. BRITISH STANDARDS INSTITUTION. Code of basic data for the design of buildings; chapt. V: Loading; part 2. London, 1972. (CP3).
46. INSTITUTO DE RACIONALIZACIÓN DE MATERIALES. Acción del viento sobre las construcciones. Buenos Aires, 1978.
47. INSTITUTO NACIONAL DE INVESTIGACIONES TECNOLÓGICAS Y NORMALIZACIÓN. Cálculo de la acción del viento sobre las construcciones. Santiago do Chile, 1971. (NCh 432).
48. NATIONAL BUILDING CODE OF CANADA. Canadian structural design manual. Ottawa, 1970. Suppl. nº 4.
49. NEDERLANDS NORMALISATIE INSTITUT. Windbelasting. Países Baixos, 1972. (NEN 3850, 2, 3).
50. Statens plauverk, Svensk Byggorn - Supplement, SBN-S 21:64: Vindlastens dynamiska inverkan. Publikation nr. 31, 1970.
51. Vejledning for jastsættelse af windbelastninger, Bilagsblad TIL DS 410, Technish Forlag, 1971, Copenhagen, Dinamarca.